

DER STAHLBAU

SCHRIFTFÜHRUNG: PROF. DR.-ING. DR.-ING. E.H.K. KLÖPPEL · DARMSTADT
VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN BERLIN-WILMERSDORF

Heft 1 — Januar 1961 A 6449 E

Sendemast Patscherkofel

Wir bauen

Brücken, Hallen,
Stahlskelette,
Krane, Maste.

Wir bauen

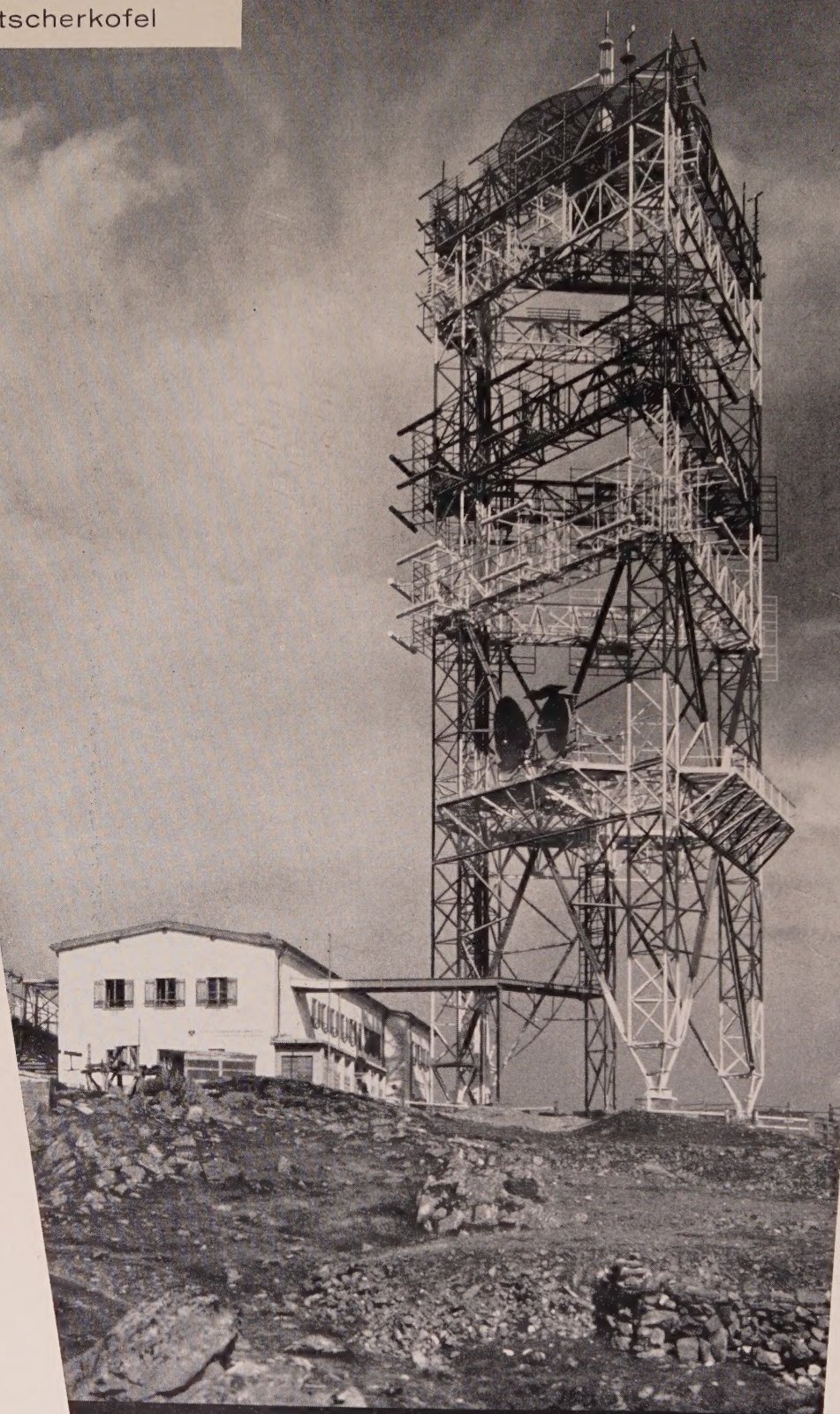
Wehr- und
Schleusenanlagen.

Wir bauen

Seilbahnen und
Schrägaufzüge.

Wir bauen

Kesselanlagen,
Apparate u. Behälter,
Entstaubungsanlagen.



WAAGNER-BIRÓ

AKTIENGESELLSCHAFT

WIEN

GRAZ

WIEN V, MARGARETENSTRASSE 70

DER STAHLBAU

Schriftleitung:

Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Kurt Klöppel,
Darmstadt, Technische HochschuleVerlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin-Wilmersdorf,
Hohenzollerndamm 169, Ruf: 87 15 56

30. Jahrgang Berlin, Januar 1961 Heft 1

Inhalt

Seite

Klöppel, K., Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h., Darmstadt, und Protte, W., Dipl.-Ing., Rheinhausen: Ein Beitrag zum Kipp-Problem des kreisförmig gekrümmten Stabes	1
Winter, H., Professor Dr.-Ing., Braunschweig, und Meckelburg, H., Ing., Braunschweig: Untersuchungen zur Verklebung von Stahl	16
Staiger, Fritz, Ing., Augsburg: Belastungsannahmen für Antennenträger im Falle Vereisung	24
Sanders, A. L. R., Chicago: Die zweistöckige Hubbrücke zwischen Houghton und Hancock	27
Verschiedenes:	
Fromm, N., Dipl.-Ing., Schwerte/Ruhr: Stahl-Strangpreßprofile	30
Persönliches:	
Prof. Karl Federhofer †	32

Bezugsbedingungen

Vierteljährlich 7,50 DM (Ausland nur ganzjährlich 30,— DM), Einzelheft 3,— DM und Zustellgeld. Monatlich ein Heft, Bezugspreis im voraus zahlbar. Bestellungen nimmt jede Buchhandlung und jede Postanstalt oder der Verlag entgegen. Postscheckkonto: Berlin-West 16 88. Abbestellungen einen Monat vor Schluß des Kalendervierteljahres.

Bestellungen für das Ausland sind zu richten

für Österreich an Rudolf Lechner & Sohn, Wien I/1, Seilerstätte 5,
für die Schweiz an Verlag für Wissenschaft, Technik und Industrie AG.,
Basel, Schützenmattstraße 43,
für Italien an Libreria Commissionaria Sansoni, Firenze, Via Gino
Capponi 26,

An der
sauberen
Naht
erkennt man
die
Qualität!

Die laufende Auswertung neuester Forschungsergebnisse und Erfahrungen unserer in- und ausländischen Werke garantieren höchstmögliche Qualität unserer Erzeugnisse.

Schweißelektroden
Netzmantel-Elektroden
Automatenschweißdrähte
Schweißpulver

für die UP-Schweißung

Oxyarc-Elektroden und Oxyarc-Geräte für das Sauerstoff-Lichtbogenschneiden

Autogen-Falzdrähte für NE-Metalle

EB-Weld-Einlegeringe

für das EB-Weld-Wurzelnachtschweißen von Rohrleitungen

Lichtbogen-Schweißautomaten

für die UP-, Netzmanteldraht- und CO₂-Schweißung

Halbautomaten für die UP- und CO₂-Schweißung

Schweißtransformatoren und Gleichrichter in zahlreichen Typen für Schweißstrombereiche von 20 - 1000 Ampere

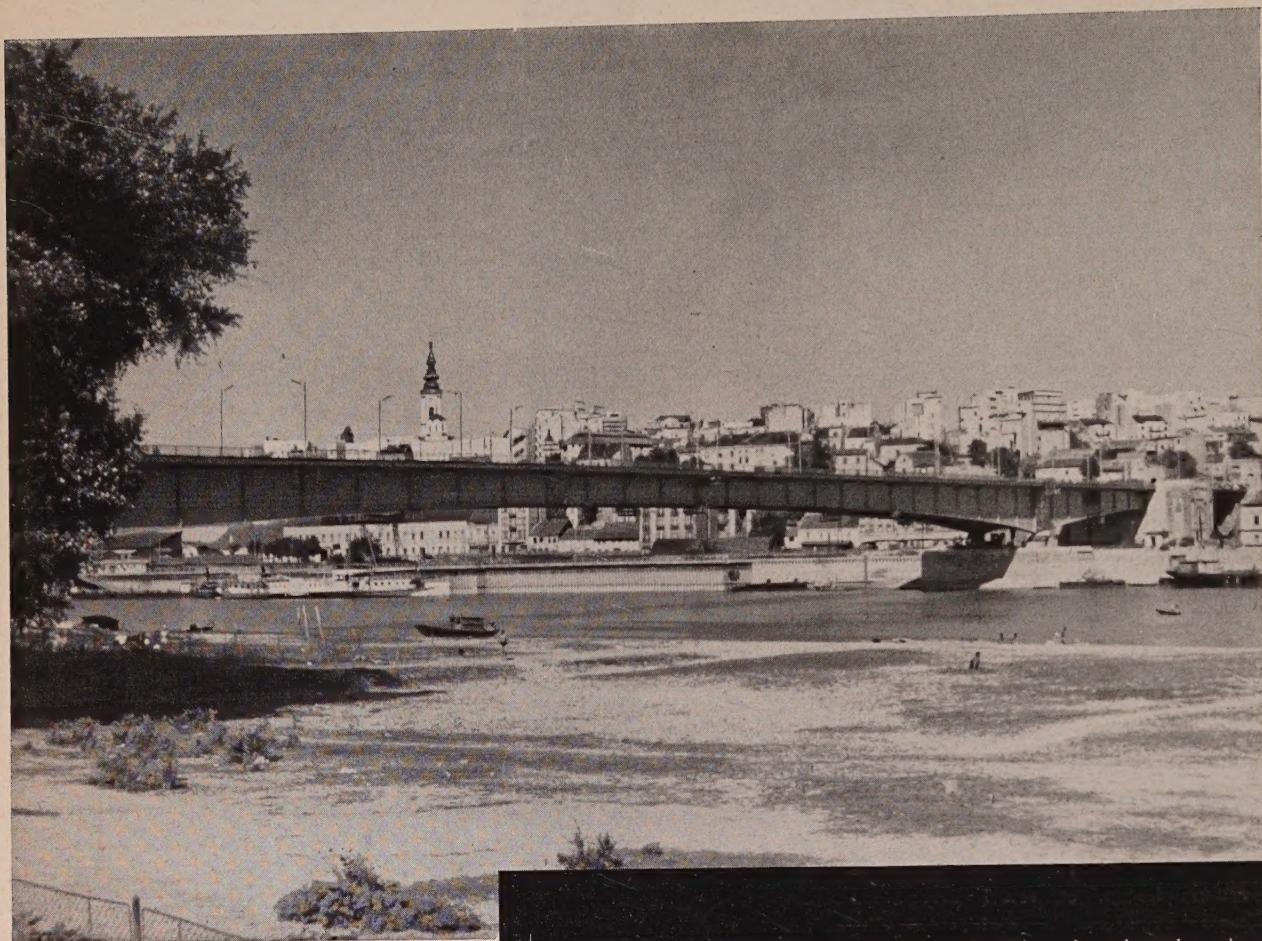
Schweißvorrichtungen, motorlose, dreh- und schwenkbare Positionsgeräte für die Ausführung von Schweißungen in Wannenlage.

Dieselschweißaggregate, Schweißstrombereich 35 - 300 Ampere
Schweißplatzausrüstungen



ARCOS

Gesellschaft für Schweißtechnik m. b. H.
Aachen, Jülicher Str. 122/134
Tel.: 348 41/42, 219 41 - 43
Fernschreiber 8/32701



SAVE-BRÜCKE BELGRAD

WEITESTGESPANNTE VOLLWANDTRÄGERBRÜCKE DER WELT

M·A·N BRÜCKENBAU

MASCHINENFABRIK AUGSBURG · NÜRNBERG AG · WERK GUSTAVSBURG

Gesamtentwurf einschließlich Werkstattzeichnungen
M·A·N

Lieferung und Montage mit jugoslawischen Firmen
gemeinsam.

Beratung bei der Fertigung und Montage in Jugoslawien durch M·A·N

Orthotrope Platte als Fahrbahn ganz geschweißt.

Montage der Mittelöffnung ohne Zwischenstützen
von beiden Seiten.

Gesamtbreite der Brücke $3,0 + 12,0 + 3,0 = 18,0$ m

Eröffnung am 10. 9. 1956

Ein Beitrag zum Kipp-Problem des kreisförmig gekrümmten Stabes

Von K. Klöppel und W. Protte

Mitteilung aus dem Institut für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt

DK 624.075.3

Einleitung

Nachdem L. Prandtl [1] sich als erster im Jahre 1899 in seiner Dissertation mit Kipperscheinungen des geraden Stabes auseinandergesetzt hat, ist eine Fülle von weiteren Arbeiten erschienen, in denen das Kippverhalten des geraden Trägers untersucht wird. Der gekrümmte Stab ist hinsichtlich seiner Stabilität kurze Zeit später von S. Timoshenko [2] behandelt worden, und zwar in den Fällen reiner Biegung und konstanten Querschnittes; die zugehörige Differentialgleichung läßt sich exakt lösen. Über andere Systeme und andere Belastungen sind dann in folgendem eine Reihe von anderen Veröffentlichungen bekannt geworden. So gibt zum Beispiel H. Hencky [3] in seiner Darmstädter Habilitationsschrift ein Verfahren an, mit dem er die Kipplast eines Kreisbogens mit kleinem Öffnungswinkel, der durch eine Einzellast im Scheitel beansprucht wird, zu gewinnen sucht; der kontinuierlich elastische Stab wird in eine Anzahl unelastischer Scheiben aufgelöst, die aber durch Gelenke miteinander verbunden sind.

E. L. Nicolai [4] und S. Timoshenko [5] untersuchen das Kipp-Problem radial gedrückter, aber nicht geschlossener Kreisringe. Federhofer [6] behandelt den eingespannten, nach abwärts gekrümmten und am freien Ende durch eine Einzellast beanspruchten Bogen, indem er von der zugehörigen Differentialgleichung ausgeht und durch graphische Integration die Kipplast gewinnt. K. Karas [7] wendet das Verfahren von H. Hencky auf dasselbe Problem an und berechnet Kippwerte für andere Öffnungswinkel und untersucht die Brauchbarkeit der Energiemethode.

Die Güte der durch diese Verfahren erhaltenen Ergebnisse ist sehr vom Öffnungswinkel abhängig, und die Zahlenrechnung wird selbst bei flachen Kreisbögen außerordentlich mühsam und umfangreich. K. Federhofer [8] entwickelte daher einen leichter beschreibbaren Lösungsweg für flache Kreisbögen; Ausgangspunkt sind die Differentialgleichungen für die seitliche Ausbiegung und die Verdrehung. Für die seitliche Ausbiegung wird ein die geometrischen Randbedingungen erfüllender Ansatz gewählt und damit aus der zweiten Differentialgleichung ein Ausdruck für den Drillwinkel gewonnen. Durch Einsetzen und Umformen erhält man eine Differentialgleichung für den Drillwinkel, zu der eine Integralbedingung gegeben werden kann, wenn diese Differentialgleichung im Sinne der Variationsrechnung als „Eulersche Differentialgleichung“ aufgefaßt wird. In den Integralausdruck werden die Näherungen für die seitliche Ausbiegung und die Drillwinkel eingeführt, und durch Differenziation nach den unbekannten Koeffizienten ergibt sich ein homogenes Gleichungssystem, dessen Nennerdeterminante für die gesuchte Kipplast verschwinden muß.

Nach diesem Verfahren untersucht auch K. Karas [9] das Henckysche Beispiel mit einer Einzellast am Bogenscheitel.

In neuerer Zeit ist eine Arbeit von W. Rahe [10] bekannt geworden, in der er die allgemeinen Stabilitätsbedingungen für umme Stäbe formuliert. In einer Veröffentlichung von K. Federhofer [11] wird die Kippsicherheit des gekrümmten Trägers unter konstanter Radialbelastung erneut behandelt. Das Kipp-Problem des beiderseitig gelagerten Bogens unter Streckenlast wird von O. Schmidt [12] für kleine Öffnungswinkel auf das Knickproblem eines Druckstabes zurückgeführt; für größere Öffnungswinkel zeigt F. Stüssi [13], wie mit Hilfe eines Iterationsverfahrens die Kipplast gewonnen werden kann.

Für den in der Sehne gezogenen oder gedrückten, polygonalen Stabzug entwickelt H. Hencky in seiner Arbeit einen Lösungsweg, jedoch gibt er als Beispiele nur zwei rechtwinklig geknickte Rahmenecken an. Dieses Verfahren ist prinzipiell auch für Bögen gleicher Belastung anwendbar, wenn sie näherungsweise durch einen Polygonzug ersetzt werden. Über den Verlauf der numerischen Rechnung kann kaum etwas ausgesagt werden, jedoch ist nach den Arbeiten von K. Karas zu vermuten, daß brauchbare Ergebnisse mit erträglichem Rechenaufwand nur für flache Bögen zu gewinnen sind.

Den in der Sehne gezogenen oder gedrückten, stetig gekrümmten Stab untersucht M. Eßlinger [14], [15] (Bild 1) nach der Fehlerquadratmethode, indem sie von den Differentialgleichungen für die seitliche Ausbiegung und für die Verdrehung ausgeht. Für die seitliche Ausbiegung wird eine Fourierreihe angesetzt, die die Randbedingungen für die seitliche Ausbiegung bereits befriedigt. Durch Einsetzen dieser Ansatzfunktion in die Differentialgleichung der Verdrehung kann der zugehörige Drillwinkel unter Beachtung

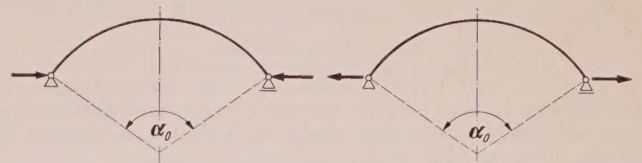


Bild 1. Kreisbogen mit beliebigem Öffnungswinkel unter Zug- oder Druckbelastung

der Randbedingungen gewonnen werden. Führt man den erhaltenen Ausdruck des Drillwinkels und die Ansatzfunktion für die seitliche Ausbiegung in die Differentialgleichung der seitlichen Ausbiegung ein, so ergibt sich eine Gleichung, die noch die Bogenkoordinate, die Koeffizienten der Fourierreihe und die Kipplast P enthält. Die Gleichung soll an jeder Stelle des Trägers erfüllt sein; diese Forderung wird durch eine Näherung ersetzt, die verlangt, daß die Gleichung über das ganze Intervall im Mittel gut erfüllt wird, und zwar im Sinne der kleinsten Fehlerquadrate. Durch eine entsprechende Anzahl von Fourierkoeffizienten kann die Kipplast mit beliebiger Genauigkeit bestimmt werden, jedoch setzt der erforderliche Rechenaufwand der praktischen Durchführbarkeit sehr bald eine Grenze.

Dieses von M. Eßlinger in einigen Zahlenbeispielen behandelte Stabilitätsproblem erster Gattung mit Verzweigungslast ist für den Stahlbau und andere Fachgebiete wie Kranbau, Rohrleitungsbau, Flugzeugbau und Maschinenbau, insbesondere für den Leichtbau von Interesse. Da es in DIN 4114, der Berechnungsgrundlage für Knickung, Kippung, Beulung des Stahlbaues, noch nicht enthalten ist, soll hier eine Darlegung gegeben werden, die den Bedürfnissen der Praxis möglichst gerecht wird, wobei insbesondere auf tabellarische Wiedergabe der numerischen Auswertungen und Mitteilung von Näherungsformeln Wert gelegt wird.

Als System für die Kippberechnung wird hier ein in der Sehne gedrückter oder gezogener Kreisbogen zu Grunde gelegt.

Systeme des Hoch- und Brückenbaues, die solcherart kippgefährdet sind, sind zum Beispiel Dreigelenkbögen mit beliebigem Öffnungswinkel (Bild 2).

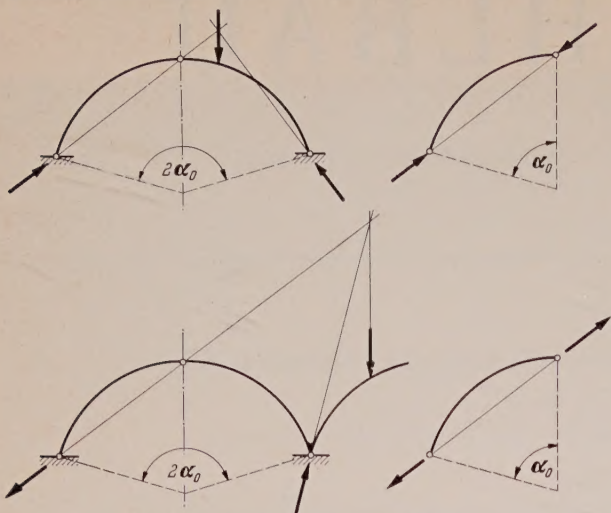


Bild 2. Kippgefährdete Dreigelenkbögen

Zweigelenkbögen können gleichermaßen kippen infolge Änderung des Abstandes ihrer Lager, wie dies etwa durch Bergschäden verursacht werden kann. Auch gedrückte Teile von Zweigelenkbögen (Bild 3) oder auch von gelenklosen Bögen können nach dem behandelten Verfahren auf Kippen untersucht werden, indem man an den Schnittstellen von Bogenachse und Stützlinie die dort wirkenden Schnittkräfte als einzige auf dem Bogenteil wirkende Kräfte anbringt. Insbesondere gehören hierzu auch „gekrümmte Rahmen-ecken“. Bemerkenswerterweise wird sich ergeben, daß die kritische Kipplast eines gezogenen Bogens viel kleiner sein kann als die eines gedrückten.

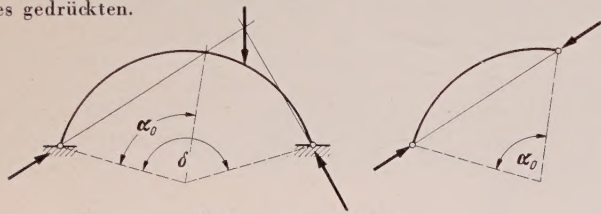


Bild 3. Zweigelenkbogen

Über diese und später erscheinende Kippuntersuchungen von Eckverbindungen aus geraden Stäben hat der erstgenannte Verfasser anlässlich der Jubiläumstagung des Deutschen Ausschusses für Stahlbau in Berlin 1958 in dem Festvortrag berichtet¹⁾.

2. Differentialgleichungen des Kipp-Problems

Die Differentialgleichungen des Kipp-Problems für den in der Sehne gezogenen oder gedrückten kreisförmigen Bogen mit vollkommener Kugellagerung an den Kämpfern hat M. Eßlinger unter Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion in [15] angegeben; bei Vernachlässigung der Wölbkrafttorsion erhält man die Differentialgleichungen in [14].

Die vollständigen Differentialgleichungen lauten (Definitionsfigur Bild 4):

$$\frac{d^2 \varphi}{d\alpha^2} + \varphi + \vartheta = \frac{P r^2}{E J_y} \left[-\varphi \cos \frac{\alpha_0}{2} + \vartheta \left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \right] \quad (1)$$

$$\frac{d^3 \vartheta}{d\alpha^3} - \lambda^2 \frac{d\vartheta}{d\alpha} = \frac{P r^2}{G J_D} \lambda^2 \left[\left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \frac{d\varphi}{d\alpha} + \varphi \sin \alpha \right] \quad (2)$$

$$\text{mit } \lambda^2 = \frac{G J_D}{E J_y} \cdot \frac{4 r^2}{h^2} = \frac{G J_D}{E C_w} r^2; \quad C_w = \frac{h^2}{4} J_y.$$

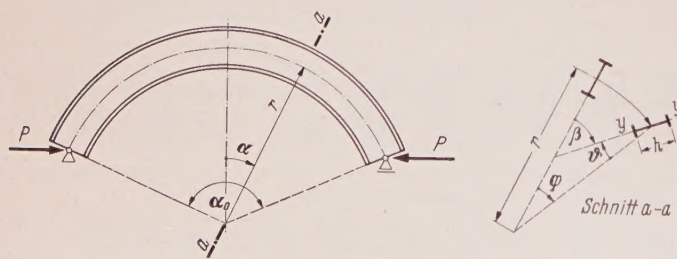


Bild 4. Definitionsfigur für die Differentialgleichungen

¹⁾ Vgl. Boué, P.: Festveranstaltung 50 Jahre Deutscher Ausschuss für Stahlbau, Stahlbau 28 (1959), H. 1, S. 27.

2.1 Wahl des Verfahrens zur Lösung der Differentialgleichungen

M. Eßlinger hat gezeigt, wie man mittels der Fehlerquadratmethode Näherungswerte für die Kipplast erhalten kann, die für praktische Bedürfnisse ausreichen.

Hier sollen mit dem Ziele, gebrauchsfertige Ergebnisse zu liefern, Näherungswerte mit beliebiger steigerungsfähiger Schärfe auf einem anderen Wege ermittelt werden. Maßgebend für die Wahl einer anderen Lösungsmethode war die Tatsache, daß der Technischen Hochschule Darmstadt über die Deutsche Forschungsgemeinschaft ein elektronischer Rechenautomat IBM 650 zur Verfügung steht. Im Hinblick auf die Leistungsfähigkeit einer solchen Anlage erscheinen numerische Verfahren, die bisher als wenig konkurrenzfähig galten, in ganz anderem Licht; nicht so sehr der Umfang, sondern vielmehr die Systematik einer Rechnung rücken in den Vordergrund. Grundlegende mathematische Operationen wie Lösung linearer Gleichungssysteme, Bildung von Kehrmatrizen, Iteration von Eigenwertproblemen u. dgl., die in der Arbeit des Ingenieurs oft vorkommen, sind für die Behandlung mittels elektronischer Rechenautomaten besonders geeignet.

Nach Möglichkeit soll im vorliegenden Fall die Lösungsmethode es gestatten, bereits vorhandene Standardprogramme zu benutzen, und für die noch aufzustellenden Programme wird es sehr vorteilhaft, wenn sie grundlegende mathematische Operationen beinhalten, damit sie auch an anderer Stelle Verwendung finden können.

Ausgehend von den Differentialgleichungen wird angestrebt, bis zum Beginn der numerischen Rechnung notwendigen Entwicklungen und Umformungen möglichst einfach und kurz zu halten. Diese Anforderungen erfüllt das normale Differenzenverfahren relativ gut, und bei Benutzung dieses Verfahrens wird sich später in der numerischen Rechnung zeigen, daß mit geringem Aufwand schon Ergebnisse zu erzielen sind, die sich von den genauen Lösungen kaum unterscheiden.

Die Ergebnisse eignen sich für die Aufnahme dieses Kippfalles in die DIN 4114 (Berechnungsgrundlage für Knickung, Kippung, Beulung im Stahlbau).

Diese Vorgänge mit den entsprechenden Überlegungen werden auch deshalb ausführlich mitgeteilt, weil sie für Anwendung der Rechenautomaten auf andere Stabilitätsprobleme als Anhalt dienen können.

2.2 Differenzenverfahren

Das Differenzenverfahren benutzt das Prinzip, sämtliche Differentialquotienten näherungsweise durch Differenzenquotienten diskreter äquidistanter Funktionswerte zu ersetzen. Da zwei miteinander gekoppelte Differentialgleichungen zu lösen sind, treten an jeder Stelle α_i auch zwei verschiedene Funktionswerte φ_i und ϑ_i auf. Die beiden infinitesimalen Differentialgleichungen werden ersetzt durch ein System finiter linearer Gleichungen für eine endliche Anzahl unbekannter Funktionswerte φ_i und ϑ_i . Das Gleichungssystem ist, entsprechend dem Charakter des Problems, homogen.

Werden die unbekannten Funktionswerte φ_i und ϑ_i als Komponenten eines allgemeinen Lösungsvektors \mathbf{x} angesehen, dann lautet das Gleichungssystem in Matrixschreibweise

$$(\mathfrak{A} - \lambda \mathfrak{B}) \mathbf{x} = 0.$$

Die Matrizen \mathfrak{A} und \mathfrak{B} sind unsymmetrisch, aber beide reell.

Ein Differentialquotient kann näherungsweise durch Differenzenquotienten unterschiedlicher Güte wiedergegeben werden. Die Genauigkeit eines Differenzenquotienten wird nach dem Exponent der Spanne h im zugehörigen Restglied beurteilt; je größer der Exponent, desto größer die Genauigkeit des Differenzenquotienten. Allerdings steigt mit der Genauigkeit auch die Ausdehnung des Differenzenquotienten, und damit wird der praktischen Brauchbarkeit bald eine Grenze gesetzt. Von einem symmetrischen Differenzenausdruck wird man eine bessere Genauigkeit erwarten dürfen als von einem unsymmetrischen mit gleichem Exponenten der Spanne h im Restglied. Es wird angestrebt, nach Möglichkeit symmetrische Ausdrücke zu verwenden; bei der Einarbeitung der Randbedingungen wird es sich jedoch nicht vermeiden lassen, auf unsymmetrische Differenzenausdrücke zurückzugreifen. Um die Handhabung des Differenzenverfahrens nicht zu sehr zu komplizieren, sollen hier nur Differenzenquotienten von der Genauigkeit h^2 verwandt werden; die benutzten Ausdrücke werden nachstehend zusammenfassend angegeben:

Symmetrische Formeln:

$$\begin{aligned} \frac{dy}{dx} &= y'_i \approx \frac{1}{2h} (y_{i+1} - y_{i-1}), \\ \frac{d^2y}{dx^2} &= y''_i \approx \frac{1}{h^2} (y_{i+1} - 2y_i + y_{i-1}), \\ \frac{d^3y}{dx^3} &= y'''_i \approx \frac{1}{2h^3} (y_{i+2} - 2y_{i+1} + 2y_{i-1} - y_{i-2}). \end{aligned}$$

Unsymmetrische Formel:

$$\frac{y}{h^3} = y'''_i \approx \frac{1}{2h^3} (3y_{i+1} - 10y_i + 12y_{i-1} - 6y_{i-2} + y_{i-3}),$$

Überführung der Differentialgleichungen in eine dimensionslose Form

Im allgemein gültige und möglichst vielseitig verwendbare Ergebnisse zu erhalten, wird es sich empfehlen, die Kippberechnung dimensionsloser Form durchzuführen; es wird angestrebt, einen dimensionsfreien Kippwert in Abhängigkeit von ebenfalls dimensionsfreien Parametern, das sind Verhältniszahlen, die etwas über erschnittsgrößen und Systemabmessungen aussagen, darzustellen. diesem Zweck werden nachstehend die Differentialgleichungen in Differenzengleichungen dimensionsloser Form überführt:

Definition der Parameter:

$$\frac{r \left(\frac{\alpha_0}{2}\right)^2}{E J_y} = k; \quad \frac{P \left(r \frac{\alpha_0}{2}\right)^2}{G J_D} = k \cdot \kappa; \quad \kappa = \frac{E J_y}{G J_D}; \quad \gamma k = \frac{E C_w}{G J_D \left(r \frac{\alpha_0}{2}\right)^2}.$$

in einer Unterteilung des Winkels $\frac{1}{2} \alpha_0$ in n Intervalle ist $\Delta \alpha = \frac{1}{2} \alpha_0$.

Unter Berücksichtigung dieser Festlegungen wird:

$$\begin{aligned} n^2 \Delta \alpha^2 \frac{d^2 \varphi}{d \alpha^2} + n^2 \Delta \alpha^2 (\varphi + \vartheta) &= k \left[-\varphi \cos \frac{\alpha_0}{2} \right. \\ &+ \left. \vartheta \left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \right] \dots \dots \dots (3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{\lambda^2} \frac{d^3 \vartheta}{d \alpha^3} - \frac{d \vartheta}{d \alpha} &= \frac{P r^2}{G J_D} \left[\left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \frac{d \varphi}{d \alpha} + \varphi \sin \alpha \right]; \\ \frac{E C_w}{G J_D r^2} n^2 \Delta \alpha^2 \frac{d^3 \vartheta}{d \alpha^3} - n^2 \Delta \alpha^2 \frac{d \vartheta}{d \alpha} &= \\ \frac{P r^2}{G J_D} n^2 \Delta \alpha^2 \left[\left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \frac{d \varphi}{d \alpha} + \varphi \sin \alpha \right]; \\ \gamma k \cdot \frac{\alpha_0}{2} n^3 \cdot \Delta \alpha^3 \vartheta - \frac{\alpha_0}{2} n \cdot \Delta \alpha \vartheta &= k \kappa \left[\left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \Delta \varphi n \frac{2}{\alpha_0} \right. \\ &+ \left. \varphi \sin \alpha \right] \dots \dots (4) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} n^2 \Delta \alpha^2 \varphi + \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 (\varphi + \vartheta) + \cos \frac{\alpha_0}{2} \cdot k \cdot \varphi \\ - \left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) k \vartheta = 0 \dots \dots \dots (5) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \gamma k \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n^3 \cdot \Delta \alpha^3 \vartheta - \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n \cdot \Delta \alpha \vartheta - n \kappa \left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) k \cdot \Delta \varphi \\ - \frac{\alpha_0}{2} \kappa \sin \alpha \cdot k \varphi = 0 \dots \dots \dots (6) \end{aligned}$$

Differenzengleichungen

Durch Einsetzen symmetrischer Differenzenausdrücke in die Gleichungen (5) und (6) erhält man:

$$\begin{aligned} n^2 (\varphi_{i+1} - 2\varphi_i + \varphi_{i-1}) + \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 \varphi_i + \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 \vartheta_i + \cos \frac{\alpha_0}{2} \cdot k \cdot \varphi_i \\ - \left(\cos \alpha_i - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) k \cdot \vartheta_i = 0, \\ \gamma k \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n^3 \frac{1}{2} (\vartheta_{i+2} - 2\vartheta_{i+1} + 2\vartheta_{i-1} - \vartheta_{i-2}) - \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n \cdot \frac{1}{2} \\ (\vartheta_{i+1} - \vartheta_{i-1}) - n \kappa \left(\cos \alpha_i - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) k \cdot \frac{1}{2} (\varphi_{i+1} - \varphi_{i-1}) \\ - \kappa \frac{\alpha_0}{2} \sin \alpha_i \cdot k \varphi_i = 0. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} n^2 \varphi_{i-1} + \left[-2n^2 + \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 + \cos \frac{\alpha_0}{2} \cdot k \right] \varphi_i \\ + \left[\left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 - \Delta \cos \alpha_i \cdot k \right] \vartheta_i + n^2 \cdot \varphi_{i+1} = 0 \dots \dots \dots (7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} 2. \quad -\frac{1}{2} \gamma k \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n^3 \vartheta_{i-2} + \left[\gamma k \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n^3 + \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n \right] \vartheta_{i-1} \\ + \frac{1}{2} n \kappa \Delta \cos \alpha_i \cdot k \varphi_{i-1} - \kappa \frac{\alpha_0}{2} \sin \alpha_i \cdot k \varphi_i - \frac{1}{2} n \kappa \Delta \cos \alpha_i \cdot k \varphi_{i+1} \\ - \left[\gamma k \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n^3 + \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n \right] \vartheta_{i+1} + \frac{1}{2} \gamma k \left(\frac{\alpha_0}{2} \right)^2 n^3 \vartheta_{i+2} = 0; \\ \Delta \cos \alpha_i = \cos \alpha_i - \cos \frac{\alpha_0}{2} \dots \dots \dots (8) \end{aligned}$$

2.5 Randbedingungen

Das vorliegende Kipp-Problem wird durch ein System von Differentialgleichungen beschrieben, in dem die höchste Ableitung der ersten unbekannten Funktion φ in Form des zweiten, die der zweiten unbekannten Funktion ϑ in Form des dritten Differentialquotienten auftreten. Insgesamt sind also 5 Randbedingungen erforderlich, die hier zusammenfassend angegeben werden sollen. Da der Bogen symmetrisch ist, die Eigenfunktionen nur symmetrisch oder antisymmetrisch sind, genügt es, den halben Bogen zu betrachten; es sind somit Randbedingungen im Bogenscheitel und am Kämpfer zu formulieren; der Bogenscheitel wird zum Punkt 0, der Kämpfer zum Punkt m erklärt.

Da der Bogen infolge seiner beiderseitig vollkommen gelenkigen Lagerung für eine Drehung um seine Sehne kinematisch ist, ist es erforderlich, durch eine willkürliche Aussage über zum Beispiel eine Ordinate einer der beiden Eigenfunktionen das System ins stabile Gleichgewicht zu bringen; es soll hier sein

1. $\varphi_0 = 0$.
2. Am Punkt 0 (Scheitel)
 - a) Entweder symmetrische Kippfigur (Verwölbung verhindert): $\frac{d \varphi}{d \alpha} = 0$; $w = \frac{d \vartheta}{d \alpha} = 0$,
 - b) oder antisymmetrische Kippfigur (Verwölbung nicht behindert): $\frac{d^2 \varphi}{d \alpha^2} = 0$; $\tilde{\sigma} = \frac{d^2 \vartheta}{d \alpha^2} = 0$.
3. $\varphi_m = 0$.
4. Am Punkt m (Kämpfer)
 - a) Entweder Verwölbung nicht behindert: $\tilde{\sigma} = \frac{d^2 \vartheta}{d \alpha^2} = 0$,
 - b) oder Verwölbung verhindert: $w = \frac{d \vartheta}{d \alpha} = 0$.

3. Ein Beispiel

Im folgenden soll für $n = 5$ Intervalle je Bogenhälfte die Aufstellung der Differenzengleichungen und die Einarbeitung der Randbedingungen erläutert werden (Bild 5).

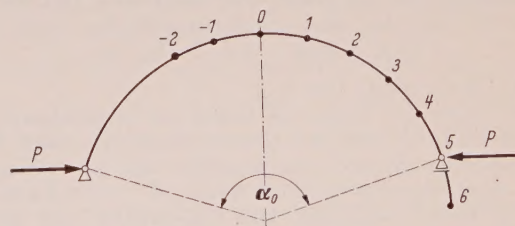


Bild 5. Unterteilter Bogen

3.1 Aufstellung der Differenzengleichungen

Bei der gewählten Unterteilung treten als unbekannte Funktionswerte auf

1. an den Punkten 1 bis 4 die seitliche Ausbiegung φ ,
2. an den Punkten 0 bis 5 der Drillwinkel ϑ ; bei antisymmetrischer Eigenfunktion wird auch $\vartheta_0 = 0$.

Damit ergeben sich $4 + 6 = 10$ unbekannte Verformungsgrößen. Die zur Bestimmung dieser 10 Unbekannten notwendigen Gleichungen werden gewonnen, indem an jedem Punkt 0 bis 5 die Differenzengleichungen unter Beachtung der Randbedingungen aufgestellt werden.

Die Anwendung symmetrischer Differenzenausdrücke bereitet für die Punkte 0 bis 4 keine Schwierigkeiten. Für den Punkt 5 kann ein symmetrischer Differenzenausdruck nicht mehr angesetzt werden, da ein Außenpunkt 7 nicht eingeführt wird; es wird ein unsymmetrischer Ausdruck benutzt, der nur vorhandene Punkte verwendet. Damit ist die Aufstellung der 10 notwendigen Gleichungen möglich.

Für die gewählte Unterteilung in $n = 5$ Intervalle je Bogenhälfte lautet die allgemeine Form der Differenzengleichungen (7) und (8):

$$25 \varphi_{i-1} + \left(-50 + \frac{1}{4} \alpha_0^2 + k \cdot \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \cdot \varphi_i + \left(\frac{1}{4} \alpha_0^2 - \Delta \cos \alpha_i \right) \varphi_{i+1} + 25 \varphi_{i+2} = 0 \quad \dots \dots (9)$$

$$-15,625 \gamma_k \alpha_0^2 \varphi_{i-2} + (31,250 \gamma_k \alpha_0^2 + 0,625 \alpha_0^2) \varphi_{i-1} + 2,5 \Delta \cos \alpha_i \cdot k \cdot \varphi_{i-1} - 0,5 \Delta \cos \alpha_i \cdot k \cdot \varphi_i - 2,5 \Delta \cos \alpha_i \cdot k \cdot \varphi_{i+1} - (31,250 \gamma_k \alpha_0^2 + 0,625 \alpha_0^2) \varphi_{i+1} + 15,625 \gamma_k \alpha_0^2 \cdot \varphi_{i+2} = 0. \quad (10)$$

3.2 Randbedingungen für symmetrische Kippfigur

Die Differentialquotienten der Randbedingungen werden durch Differenzenquotienten ersetzt, und man erhält

$$\varphi_{-1} = \varphi_1, \\ \vartheta_{-1} = \vartheta_1$$

Damit liefert für den Punkt 0 nur die Gleichung (7) eine Aussage, und zwar in der Form:

$$50 \varphi_1 + \left[\frac{1}{4} \alpha_0^2 - \left(1 - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) k \right] \vartheta_0 = 0 \quad \dots \dots (11)$$

Die Gleichung (8) enthält hier keine Aussage.

3.3 Randbedingungen für antimetrische Kippfigur

Aus den differentialen Randbedingungen gewinnt man

$$\varphi_{-1} = -\varphi_1 \\ \vartheta_{-1} = -\vartheta_1 \\ \vartheta_{-2} = -\vartheta_2$$

In diesem Fall ergibt die Gleichung (3)

$$31,250 \gamma_k \alpha_0^2 \vartheta_2 - 2(31,250 \gamma_k \alpha_0^2 + 0,625 \alpha_0^2) \vartheta_1 - 5 \left(1 - \cos \frac{\alpha_0}{2} \right) \Delta \cdot k \cdot \varphi_1 = 0 \quad \dots \dots (12)$$

3.4 Verwölbung am Auflager nicht behindert

$$\frac{d^2 \vartheta_5}{d \alpha^2} = 0 \rightarrow \vartheta_6 - 2 \vartheta_5 + \vartheta_4 = 0; \quad \vartheta_6 = 2 \vartheta_5 - \vartheta_4$$

Für den Punkt 5 wird auf die Gleichung (6) zurückgegriffen, da ein unsymmetrischer Differenzenausdruck für die dritte Ableitung benutzt wird, womit man erhält:

$$(-100 \gamma_k - 2) \vartheta_5 + (225 \gamma_k + 2) \vartheta_4 - 150 \gamma_k \vartheta_3 + 25 \gamma_k \vartheta_2 = 0 \quad (13)$$

3.5 Verwölbung am Auflager verhindert

$$w = \frac{d \vartheta}{d \alpha} = 0 \rightarrow \vartheta_6 - \vartheta_4 = 0; \quad \vartheta_6 = \vartheta_4$$

Mit Gleichung (6) und einem unsymmetrischen Differenzenausdruck für die dritte Ableitung gewinnt man für den Punkt 5:

$$-10 \vartheta_5 + 15 \vartheta_4 - 6 \vartheta_3 + 1 \vartheta_2 = 0 \quad \dots \dots (14)$$

3.6 Gleichungssystem

Die 10 Gleichungen bilden ein homogenes Gleichungssystem, in dessen Koeffizienten noch der gesuchte Kippwert steckt. Für die Randbedingungen „Symmetrische Kippfigur und Verwölbungen am Auflager nicht behindert“ wird die Matrix $(\mathfrak{A} - k \mathfrak{B})$ des Matrixeigenwertproblems angegeben. Die Unbekannten und die Gleichungen werden so angeordnet, daß die Elemente der Hauptdiagonalen der Matrix ungleich Null sind (Tafel 1).

4. Lösungsmöglichkeiten des Matrixeigenwertproblems

Für die Lösung des allgemeinen Matrixeigenwertproblems $(\mathfrak{A} - k \mathfrak{B}) \mathbf{x} = 0$ können folgende Lösungsmethoden benutzt werden:

4.1 Aufstellung der charakteristischen Gleichung nach Hessenberg und Bestimmung der kleinsten positiven Wurzel. Da nur der kleinste positive Eigenwert gesucht wird, erscheint dieses Verfahren, das in den Lösungen der charakteristischen Gleichung auch sämtliche übrigen Eigenwerte liefert, nicht sehr geeignet. Hinzu kommt auch, daß zum Zeitpunkt der Rechnung kein Programm zugänglich war, das eine Ermittlung der charakteristischen Gleichung auf der IBM 650 ermöglichte.

4.2 Eine einfache Methode, die auch bei transzendenten Eigenwertproblemen, wie sie zum Beispiel bei der Rahmenknickung vorkommen, anwendbar ist, besteht darin, für verschiedene Schätzwerte k_0 den Wert ΔN der Matrix $(\mathfrak{A} - k \mathfrak{B})$ zu berechnen. Die Werte ΔN werden über den zugehörigen Werten k aufgetragen und die Nullstelle graphisch bestimmt.

4.3 Berechnung des interessierenden Eigenvektors durch Iteration; Bildung des Quotienten aus Komponenten zweier aufeinanderfolgender Vektoren oder des Rayleigh-Quotienten. Bei reellen unsymmetrischen Matrizen \mathfrak{A} und \mathfrak{B} , die hier vorliegen, braucht jedoch der Rayleigh-Quotient keine besonders gute Näherung zu sein; außerdem gilt hier eine Extremaleigenschaft nicht mehr [16].

5. Lösung durch Probieren

Zur Untersuchung der numerischen Brauchbarkeit des Differenzenverfahrens wurde für den elektronischen Rechenautomaten IBM 650 ein Programm aufgestellt, das die Berechnung des Wertes ΔN für verschiedene zusammen eingegebene Schätzwerte k_0 gestattet; die Werte k_0 werden dann nacheinander abgearbeitet. Die Schätzwerte wurden aus Modell-Versuchen ermittelt; die Gefahr, daß durch dieses Probiervorgehen zufällig ein höherer, nicht der gesuchte kleinste positive Eigenwert errechnet wird, besteht kaum, da nicht anzunehmen ist, daß der Versuchswert in der Nähe des zweiten Eigenwertes liegt.

Bei der praktischen Durchrechnung zeigt es sich, daß zur genügend genauen Bestimmung (Eingabeln) der Nullstelle jeweils nur zwei Werte ΔN nötig sind, da die Funktion $\Delta N = f(k_0)$ in der Umgebung der Nullstelle mit sehr guter Näherung als eine Gerade aufgefaßt werden kann; zur Kontrolle der Geraden wurde jedoch immer noch ein dritter Wert ΔN berechnet. In Sonderfällen wurde untersucht, inwieweit die Annahme einer Geraden auch noch für Werte k_0 , die nicht in unmittelbarer Nähe der Nullstelle lagen, erfüllt war. Es ergab sich, daß der obenbenutzte Begriff „Umgebung der Nullstelle“ sehr großzügig zu handhaben war. Daraus konnte gefolgert werden, daß die nächste Nullstelle relativ weit von der ersten entfernt liegt, was auch mit der mechanischen Vorstellung übereinstimmt, daß der zweite Eigenwert viel größer ist als der erste.

Die numerischen Rechnungen für verschiedene Parameterfälle ergaben, daß es genügt, mit einer Unterteilung von $n = 5$ Intervallen je Bogenhälfte zu arbeiten. Eine Überprüfung mit $n = 6$ wird sich in Form von Stichproben empfehlen.

6. Lösung durch Iteration

Mit Hilfe des Probiervorgehens wurde die Brauchbarkeit des Differenzenverfahrens untersucht. Für angestrebte Serienrechnungen für $k = f(\alpha_0; \kappa; \gamma_k)$ erscheint jedoch diese Methode nicht sehr zweckmäßig, zumal für jeden Eigenwert mindestens zwei Determinantenwerte berechnet und aus ihnen der Eigenwert bestimmt werden müssen. Die Lösung durch Iteration dürfte hier vorteilhafter sein.

Ein Iterationsprogramm zur Behandlung des allgemeinen Matrixeigenwertproblems

$$(\mathfrak{A} - k \mathfrak{B}) \mathbf{x} = 0$$

auf dem elektronischen Rechenautomaten IBM 650 wurde zugänglich, in dem der Eigenwert sich aus dem Rayleigh-Quotienten errechnet. Da aber hier unsymmetrische Matrizen mit den obenbeschriebenen Einschränkungen des Rayleigh-Quotienten vorliegen, wurde zusätzlich noch die Bildung des Quotienten der Komponenten zweier aufeinanderfolgender Vektoren eingearbeitet, da auch bei unsymmetrischen Matrizen die Konvergenz dieses Quotienten gegen den gesuchten Eigenwert mit steigender Iterationsstufe gesichert ist.

In dem benutzten Programm war die Spektralverschiebung nach Wielandt [17] angewandt worden, die die Bestimmung eines beliebigen reellen Eigenwertes ermöglicht, wenn nur ein Näherungswert k_0 bekannt ist, der näher an dem gesuchten Eigenwert liegt als an jedem anderen.

Mit

$$k = k_0 + \xi$$

wird

$$(\mathfrak{A} - (k_0 + \xi) \mathfrak{B}) \mathbf{x} = 0$$

$$(\mathfrak{A} - k_0 \mathfrak{B} - \xi \mathfrak{B}) \mathbf{x} = 0$$

$$(\mathfrak{C} - \xi \mathfrak{B}) \mathbf{x} = 0$$

mit

$$\mathfrak{C} = \mathfrak{A} - k_0 \mathfrak{B}$$

Das Iterationsverfahren liefert für $(\mathfrak{C} - \xi \mathfrak{B}) \mathbf{x} = 0$ direkt nur den betragsmäßig größten Eigenwert ξ . Da aber hier der kleinste positive oder kleinste negative Eigenwert interessiert, wird mit $\frac{1}{\xi} = \eta$ von links her multipliziert, und man erhält dann

$$(\mathfrak{B} - \eta \mathfrak{C}) \mathbf{x} = 0.$$

T a f e l 1. Matrix (ℳ - k ℳ) des Beispiels

φ_1	ϑ_0	φ_2	ϑ_1	φ_3	ϑ_2	φ_4	ϑ_3	ϑ_4	ϑ_5
+ 50	$+\frac{1}{4}\alpha_0$								
	$-\left(1-\cos\frac{\alpha_0}{2}\right)\cdot k$								
	$31,25\gamma_k\alpha_0^2$ $+0,625\alpha_0^2$		$-15,625\gamma_k\alpha_0^2$		$-31,25\gamma_k\alpha_0^2$ $-0,625\alpha_0^2$		$+15,625\gamma_k\alpha_0^2$		
$5\times\alpha_0k\sin\alpha_1$		$-2,5\times k\Delta\cos\alpha_1$							
$50+\frac{1}{4}\alpha_0^2$		+ 25	$+\frac{1}{4}\alpha_0^2$						
$k\cdot\cos\frac{\alpha_0}{2}$			$-k\cdot\Delta\cos\alpha_1$						
	$-15,625\gamma_k\alpha_0^2$		$+31,25\gamma_k\alpha_0^2$ $+0,625\alpha_0^2$				$-31,25\gamma_k\alpha_0^2$ $-0,625\alpha_0^2$	$+15,625\gamma_k\alpha_0^2$	
$5\times k\cdot\Delta\cos\alpha_2$		$-\frac{1}{2}\times\alpha_0k\cdot\sin\alpha_2$		$-2,5\times k\cdot\Delta\cos\alpha_2$					
+ 25		$-50+\frac{1}{4}\alpha_0^2$ $+k\cdot\cos\frac{\alpha_0}{2}$		+ 25	$+\frac{1}{4}\alpha_0^2$ $-k\cdot\Delta\cos\alpha_2$				
			$-15,625\gamma_k\alpha_0^2$		$+31,25\gamma_k\alpha_0^2$ $+0,625\alpha_0^2$		$-31,25\gamma_k\alpha_0^2$ $-0,625\alpha_0^2$	$+15,625\gamma_k\alpha_0^2$	
		$+2,5\times k\cdot\Delta\cos\alpha_3$		$-\frac{1}{2}\times\alpha_0k\sin\alpha_3$		$-2,5\times k\cdot\Delta\cos\alpha_3$			
		+ 25		$-50+\frac{1}{4}\alpha_0^2$ $+k\cdot\cos\frac{\alpha_0}{2}$		+ 25	$+\frac{1}{4}\alpha_0^2$ $-k\cdot\Delta\cos\alpha_3$		
					$-15,625\gamma_k\alpha_0^2$		$+31,25\gamma_k\alpha_0^2$ $+0,625\alpha_0^2$	$-15,625\gamma_k\alpha_0^2$	$-0,625\alpha_0^2$
				$+2,5\times k\cdot\Delta\cos\alpha_4$		$-\frac{1}{2}\times\alpha_0\cdot k\sin\alpha_4$			
				+ 25		$-50+\frac{1}{4}\alpha_0^2$ $+k\cdot\cos\frac{\alpha_0}{2}$		$+\frac{1}{4}\alpha_0^2$ $-k\cdot\Delta\cos\alpha_4$	
					$+25\gamma_k$		$-150\gamma_k$	$+225\gamma_k+2$	$-100\gamma_k-2$

esucht ist jetzt der betragsmäßig größte Wert η ; zu diesem Wert η gehört der betragsmäßig kleinste Eigenwert ξ , der positiv oder negativ sein kann. Durch geeignete Wahl des Näherungswertes k_0 kann die Rechnung so beeinflußt werden, daß auch im Vorzeichen der interessierende Eigenwert k herauskommt.

Iterationsvorschrift: $\mathfrak{C} \cdot \mathfrak{z}_{\nu+1} = \mathfrak{B} \cdot \mathfrak{z}_{\nu}$
oder auch mit $\mathfrak{C} \cdot \mathfrak{z}_{\nu+1} = \mathfrak{B} \cdot \mathfrak{z}_{\nu} \equiv w_{\nu}$
 $\mathfrak{C} \cdot \mathfrak{z}_{\nu} = \mathfrak{B} \cdot \mathfrak{z}_{\nu-1} \equiv w_{\nu-1}$

$$w_{\nu} = \mathfrak{B} \cdot \mathfrak{z}_{\nu}$$
$$\mathfrak{C} \cdot \mathfrak{z}_{\nu+1} = w_{\nu}$$

Rayleigh-Quotient: $R_{\nu} = \frac{\mathfrak{z}'_{\nu} \cdot w_{\nu}}{\mathfrak{z}'_{\nu} \cdot w_{\nu-1}}$

Quotient aus den i -ten Komponenten zweier aufeinanderfolgender Vektoren \mathfrak{z}_{ν} und $\mathfrak{z}_{\nu-1}$:

$$q_{i,\nu} = \frac{z_{i,\nu}}{z_{i,\nu-1}}$$

Im Programm wurde für i stets die betragsmäßig größte Komponente des Vektors ν gewählt.

Die numerische Durchrechnung zeigte, daß hier beide Näherungswerte für den gesuchten Eigenwert bezüglich ihrer Konvergenz gleichwertig zu beurteilen sind.

Dieses Ergebnis ist insofern sehr interessant, als bei symmetrischen Matrizen \mathfrak{M} und \mathfrak{B} bei Benutzung des Rayleigh-Quotienten erheblich weniger Iterationsschritte notwendig sind, als wenn mit dem Quotienten der Komponenten zweier aufeinanderfolgender Vektoren gearbeitet wird; diese Vorzüge des Rayleigh-Quotienten treten bei Aufgaben, die nach der Energiemethode gelöst werden, voll zutage. Ein Beispiel der Plattenbeulung in [18] zeigt, daß die Anzahl der notwendigen Iterationsschritte sich dort rund wie 1 : 2 verhält.

Die Güte des Näherungswertes beeinflußt die Konvergenz des Iterationsverfahrens maßgeblich; je besser der Näherungswert, desto besser die Konvergenz. Liegt der Näherungswert nahe an dem gesuchten Eigenwert, so wird die zu eliminierende Matrix fast singulär, und die numerische Rechnung kann dann große Schwierig-

keiten bereiten. Die vorliegenden Matrizen waren aber so robust, daß bei Näherungswerten, die weniger als 1 % am Eigenwert lagen, keine Empfindlichkeit bei Benutzung von 8 Ziffern in gleitendem Komma auftraten.

Dieses Iterationsverfahren hat gegenüber dem Probiervorgehen außer der kürzeren Rechenzeit noch den weiteren Vorteil, daß die Ordinaten der Eigenfunktionen φ und ϑ , die bei Benutzung der Matrixschreibweise

$$(\mathfrak{A} - k\mathfrak{B})\mathfrak{x} = 0$$

den Vektor \mathfrak{x} darstellen, immer so mitgeliefert werden, daß die größte Komponente auf 1 normiert ist. Durch spezielle Schalterstellung an IBM 650 war es möglich, nach jedem Iterationsschritt außer den Quotienten noch den Vektor \mathfrak{x} ausgeben zu lassen; damit konnte auch seine Konvergenz verfolgt werden. Die aufgetragenen Eigenfunktionen (Bild 20 ff.) gestatteten Vergleiche mit den im Versuch beobachteten Kippfiguren.

7. Programm für das Aufstellen der Differenzgleichungen

Für die angestrebten Serienrechnungen $k = f(a_0; \kappa; \gamma_k)$ wäre es äußerst umständlich, wollte man für jede interessierende Parameterkombination jeweils die Differenzgleichungen aufstellen, die Koeffizienten in Karten lochen und diese Karten als Datenkarten des Iterationsprogramms verarbeiten. Sehr viel zweckmäßiger ist es, die Aufstellung der Differenzgleichungen von einem Programm vornehmen zu lassen und dieses Programm mit dem Iterationsprogramm so zu koppeln, daß nach Eingabe der notwendigen Parameter die gesamte Rechnung ohne weiteren Eingriff abläuft und mit der Ausgabe des Eigenwertes und der zugehörigen Eigenfunktion endet. Damit wird die Fehlermöglichkeit in der Bedienung des Rechenautomaten sehr reduziert und zugleich auch seine Leistungsfähigkeit optimal ausgenutzt. Zur Berechnung eines Kippwertes bei einer Unterteilung von $n = 5$ Intervallen benötigt der Rechenautomat zum Beispiel 215 sec, gerechnet von der Eingabe der ersten Parameterkarte bis zum Stanzen der letzten Ergebniskarte; dabei wird vorausgesetzt, daß das Programm bereits gespeichert ist und die Anzahl der Iterationsschritte 4 beträgt.

8. Berechnung von Kurventafeln

Die Differentialgleichungen des Kipp-Problems wurden im Abschnitt 2.3 in dimensionslose Form überführt, um allgemeingültige Ergebnisse zu erhalten; als geeignete Darstellung soll hier die Form der Kurventafeln verwandt werden.

Der interessierende Kippwert k ist von den drei Parametern a_0 , κ und γ_k abhängig, und dazu ist zu beachten, daß der kleinste positive (Druck) und auch der kleinste negative Eigenwert (Zug) Bedeutung haben. Für den Öffnungswinkel α_0 werden die drei Werte $\alpha_0 = 90^\circ$; $\alpha_0 = 135^\circ$ und $\alpha_0 = 180^\circ$ behandelt; damit erhält man 3 Kurventafeln für positive und 3 Kurventafeln für negative Eigenwerte. Als Ordinate wird der Kippwert k aufgetragen; die Abszissen sind γ_k -Werte, und der Kurvenparameter ist κ (Bild 6 und 7). Zu den Kippwerten k ist zu bemerken, daß zu dem kleinsten Eigenwert eines gedrückten Bogens eine symmetrische Eigenfunktion gehört, zu dem eines gezogenen Bogens eine antisymmetrische. Diese Aussagen über die Form der Kippfiguren wurden bei der Berechnung der Kurventafeln jeweils von vornherein berücksichtigt. Für die Randbedingungen am Kämpfer wurde zugrunde gelegt, daß dort die Verwölbungen nicht behindert sind.

Um aber auch die Abhängigkeit des Kippwertes von dem Öffnungswinkel des Bogens noch weiter zu untersuchen, soll für den Fall $\gamma_k = 0$, das heißt bei Vernachlässigung der Wölbkrafttorsion, in zwei weiteren Kurventafeln der Kippwert als Funktion von a_0 und κ dargestellt werden (Bild 8 und 9); als Abszisse wird der Öffnungswinkel α_0 und als Kurvenparameter κ gewählt. Für den gezogenen Bogen ergibt sich das sehr anschauliche Ergebnis, daß mit kleiner werdendem Öffnungswinkel die Kipplast größer wird; bei $\alpha_0 = 0^\circ$ liegt der gerade Stab vor, und der Kippwert wird unendlich; der Charakter der Kurven wird hyperbelartig sein.

Der gedrückte Bogen gestattet nicht so leicht eine Voraussage über den zu erwartenden Verlauf der Kurven; zumindest ist klar, daß für $\alpha_0 = 0^\circ$ und beliebiges κ hier der Eulerfall II herauskommen muß mit $k = \frac{\pi}{4} = 2,467$; die Kurven schneiden sich sämtlich auf der Ordinatenachse in diesem Punkt. Sehr interessant ist hier das Resultat, daß für kleinere Öffnungswinkel ein Kippwert $k < \frac{\pi}{4}$

möglich ist. Bei einem außerplanmäßig vorgekrümmten Druckstab könnte somit der reine Knicksicherheitsnachweis eine zu unsichere Aussage darstellen.

Der gebrochene Kurvenparameter $\kappa = 0,648$ beinhaltet sämtliche schmalen Rechtecke, wenn für $E = 2,1 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ und $G = 0,81 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ angesetzt wird. Wegen der Bedeutung dieses κ -Wertes wird $k = f(\alpha_0)$ noch zusätzlich in einem gesonderten Diagramm dargestellt, das auch die Entnahme von Kippwerten bis zu einem Öffnungswinkel $\alpha_0 = 30^\circ$ herab gestattet (Bild 10).

Bei der Berechnung der Kurventafeln wurde eine Möglichkeit des Programms vorteilhaft benutzt, die die Verwendung des Eigenvektors des letzten Durchgangs als Ausgangsvektor für den nächsten Fall erlaubt. Diese Maßnahme verbessert die Konvergenz des Iterationsverfahrens beachtlich, wenn beide Eigenvektoren nur wenig voneinander abweichen. Solche benachbarten Eigenfunktionen liegen vor, wenn ein Parameter festgehalten und der andere in kleinen Schritten geändert wird, wie es ja bei der Berechnung solcher Kurventafeln zweckmäßig ist. Wenn schon ein kleiner Bereich einer Kurve bekannt ist, kann durch Extrapolation ein guter Näherungswert für den nächsten Eigenwert gewonnen werden, was weiter wesentlich zur Konvergenz der Iteration beiträgt. Dadurch war es teilweise möglich, mit der minimalen Anzahl von 2 Iterationsschritten auszukommen.

9. Entwicklung von Näherungsformeln

Für den Fall der sicherheitserhöhenden Vernachlässigung der Wölbkrafttorsion sollen Näherungsformeln entwickelt werden, die die schnelle Ermittlung von Kippwerten für Parameter, die nicht in den Tafeln enthalten sind, gestatten; zur Verminderung der Rechenarbeit sind für Koeffizienten der Formeln Zahlentafeln vorgesehen.

Es wird angestrebt, zunächst jede Kurve $\kappa = \text{const}$ näherungsweise durch eine Funktion zu beschreiben. Zu einer solchen Wiedergabe von Kurven, für die wie hier eine strenge formelmäßige Darstellung nicht möglich ist, empfehlen sich besonders Polynome, die sich wegen ihrer einfachen Zahlenoperationen sehr gut eignen. Eine Taylor-Entwicklung scheidet jedoch aus, da nur an einer Stützstelle die Ordinate und die Ableitungen eingehen; die Ableitungen sind aber hier nicht bekannt. Es bleibt somit die Möglichkeit eines Interpolations- oder eines Ausgleichspolynoms.

Beim Ansatz eines Polynoms ist es sehr zweckmäßig, den Charakter der Kurven von vornherein zu berücksichtigen; das ist besonders dann wirkungsvoll, wenn die Kurven einen hyperbelartigen Verlauf aufweisen. Wesentliche Merkmale einer solchen Kurve sind bereits in folgendem allgemeinen Ansatz enthalten:

$$\bar{y}(x) = a_0 + \frac{a_1}{a+x} + \frac{a_2}{(a+x)^2} + \frac{a_3}{(a+x)^3} + \dots$$

Hier wird auch zugelassen, daß die anzunähernde Kurve an der Stelle $x = -a$ einen Pol hat.

Kann über eine Kurve nichts Näheres ausgesagt werden, so muß man sich wohl mit einem einfachen Polynomansatz begnügen:

$$\bar{y}(x) = a_0 + a_1 x + a_2 x^2 + a_3 x^3 + \dots$$

Für den vorliegenden Zweck erscheint es sinnvoll, die Ordnung des Polynoms auf $n = 2$ zu beschränken; Polynome mit $n > 2$ würden zwar die Genauigkeit steigern, aber der Umfang der zu entwickelnden Formel würde so ansteigen, daß infolge ihrer Unhandlichkeit eine Benutzung sehr in Zweifel gezogen werden könnte.

Zur Bestimmung der drei Koeffizienten stehen zwei verschiedene Aussagen zur Verfügung. Bei Verwendung eines Interpolationspolynoms soll die Funktion an drei willkürlich vorgegebenen Stützstellen mit den Ordinaten der Kurve übereinstimmen; die Wahl der Stützstellen hat dabei einen entscheidenden Einfluß auf die Güte der Funktion. Die restlichen im interessierenden Intervall noch bekannten Stützstellen gehen in die Berechnung der Koeffizienten nicht ein.

Bei der Darstellung durch ein Ausgleichspolynom können sämtliche im Intervall vorhandenen Stützstellen berücksichtigt werden, und die Koeffizienten ergeben sich aus der Forderung, daß die Funktion mit der Kurve über das Intervall im Mittel gut übereinstimmt, und zwar im Sinne der kleinsten Fehlerquadrate.

Zur Verarbeitung des vorliegenden umfangreichen Zahlenmaterials wurde ein allgemein gültiges Programm für den elektronischen Rechenautomaten IBM 650 aufgestellt, das die Ermittlung der Koeffizienten von Interpolations- oder Ausgleichspolynomen

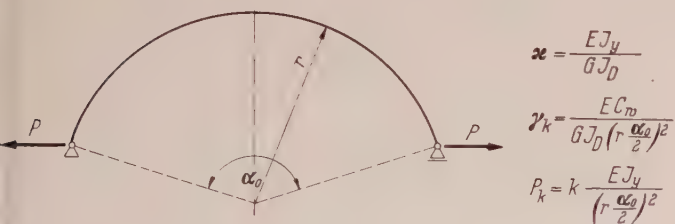
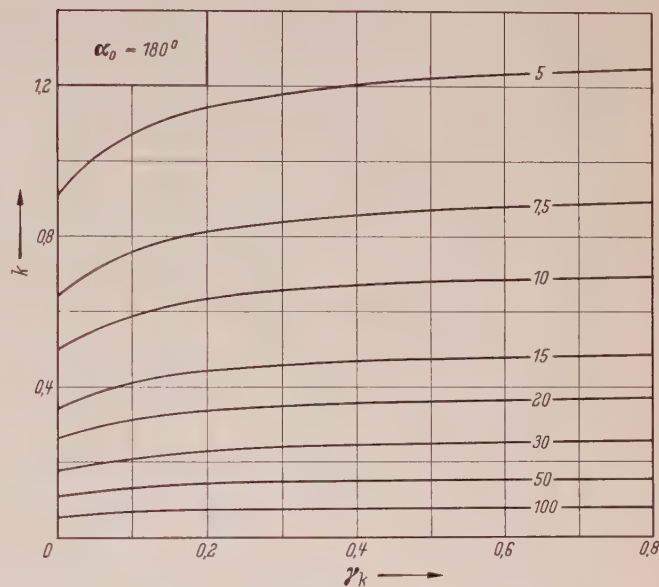
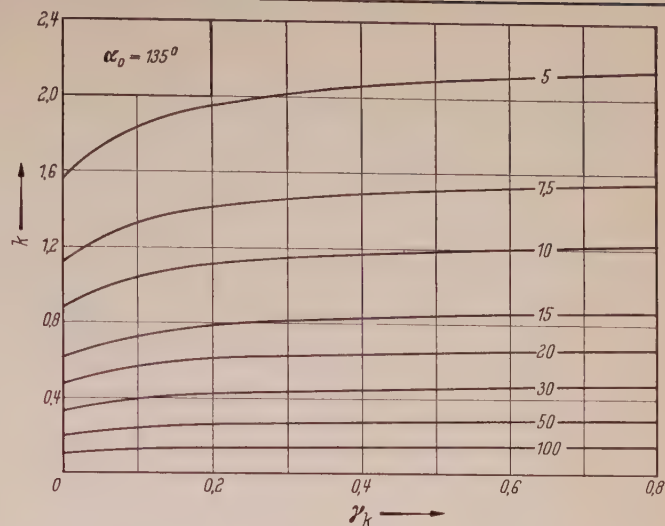
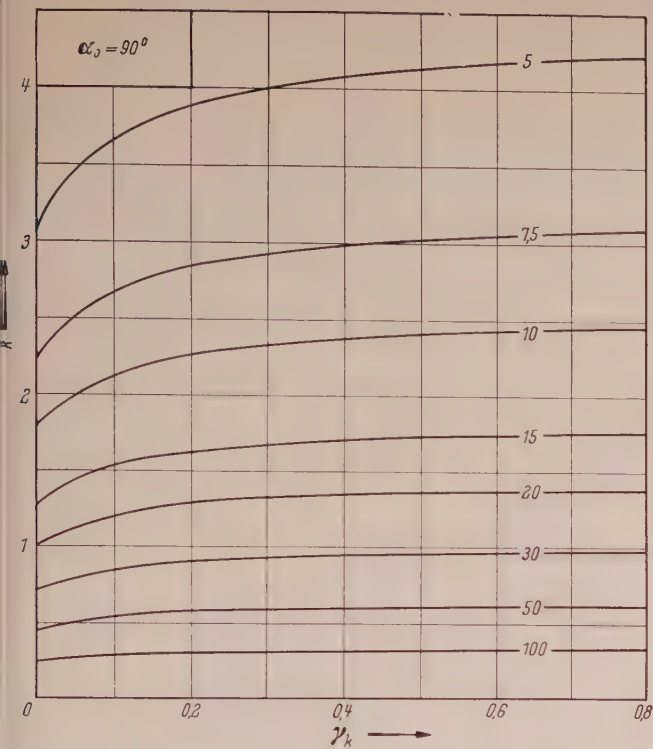


Bild 6. Über γ_k aufgetragene Kippwerte k für den gezogenen Bogen. Kurvenparameter α

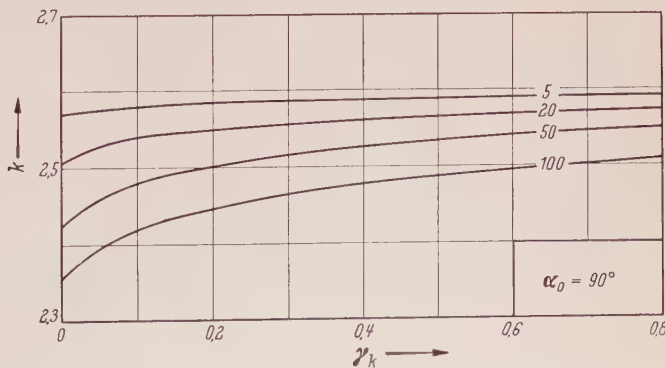
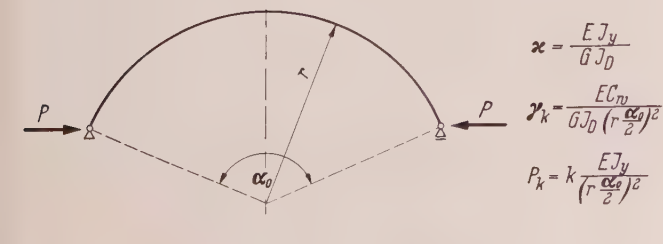
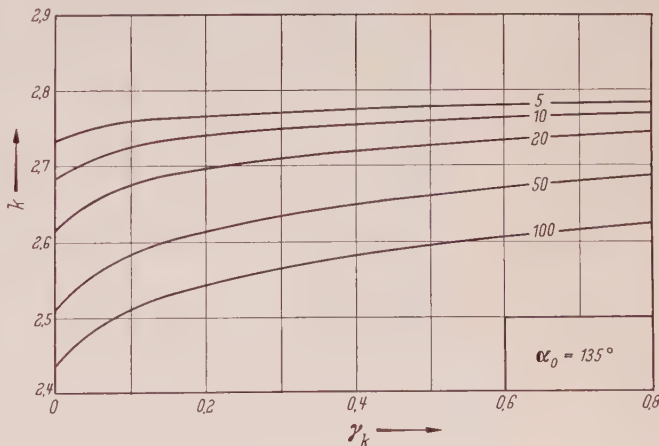
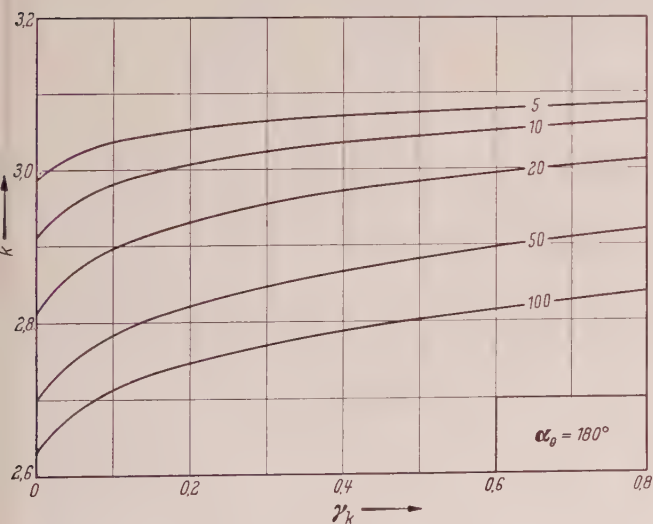
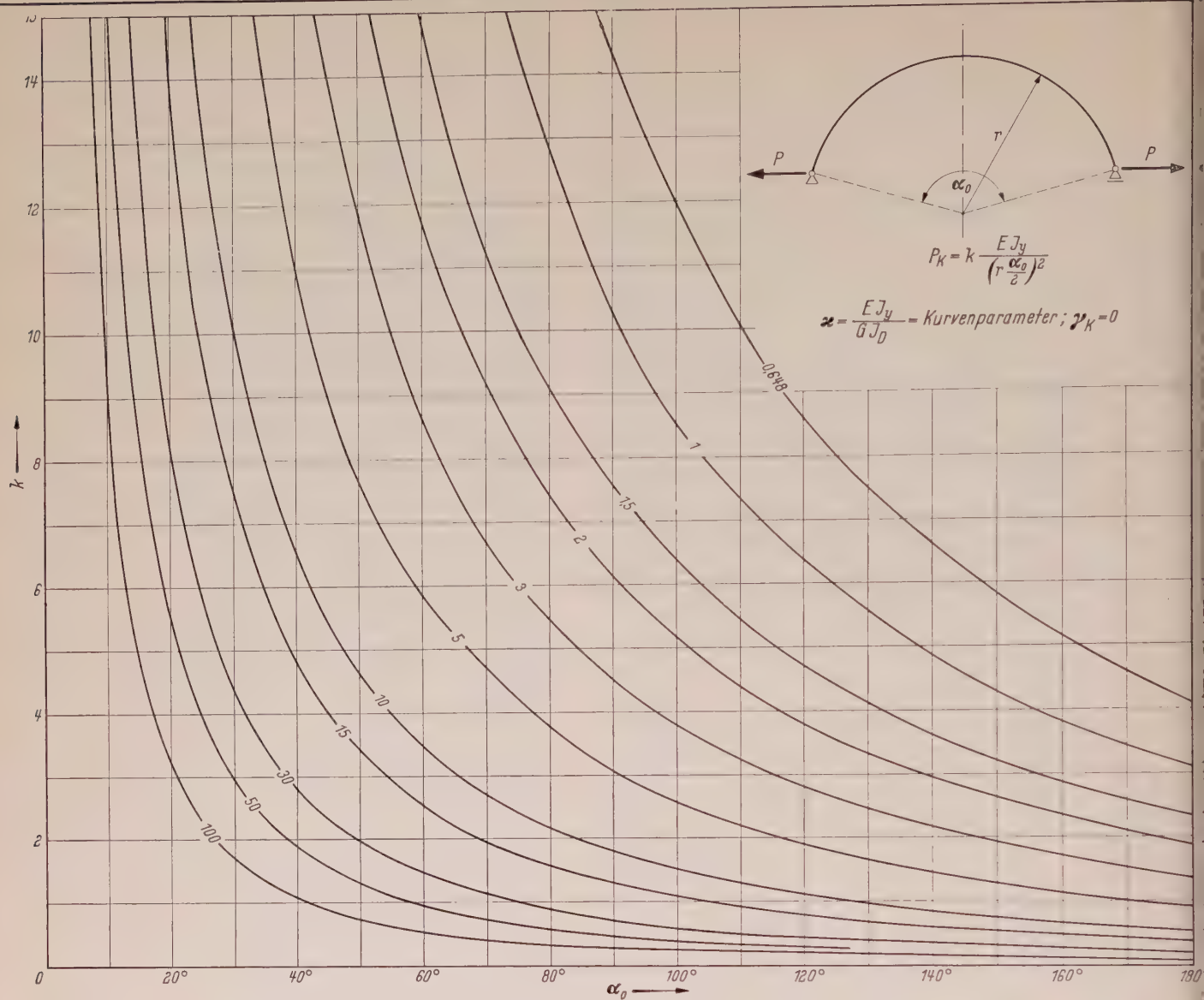
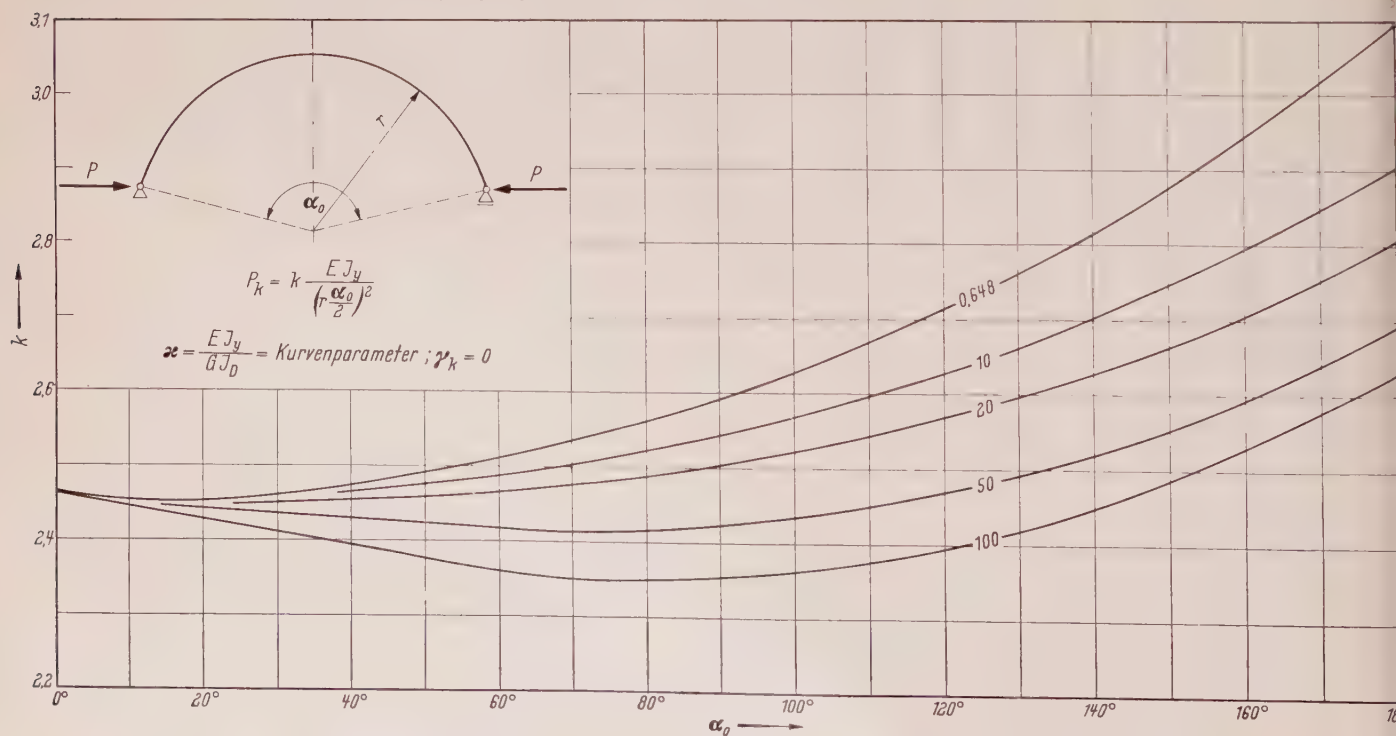


Bild 7. Über γ_k aufgetragene Kippwerte k für den gedrückten Bogen. Kurvenparameter α

Bild 8. Über α_0 aufgetragene Kippwerte k für den gezogenen Bogen. Kurvenparameter x Bild 9. Über α_0 aufgetragene Kippwerte k für den gedrückten Bogen. Kurvenparameter x

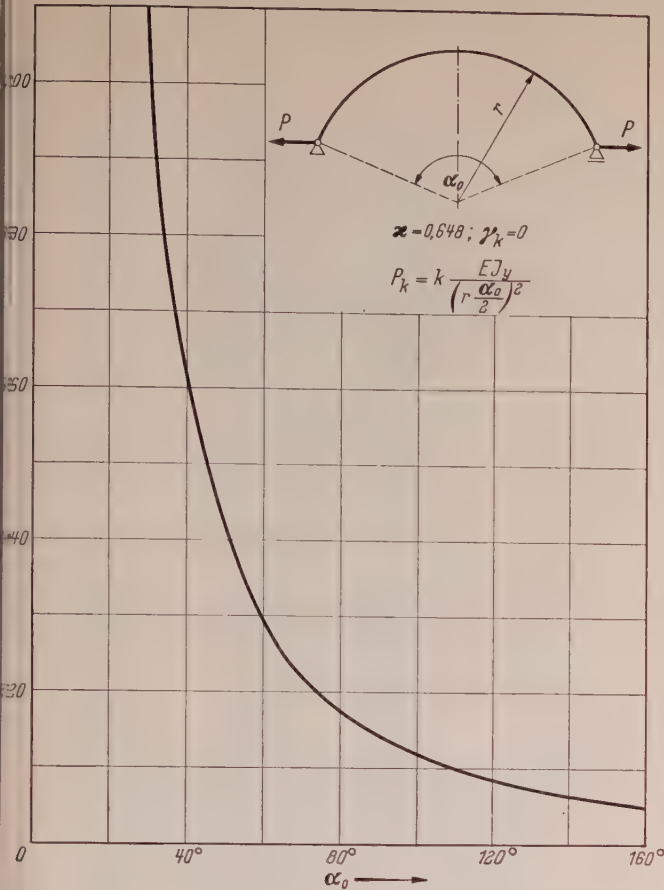


Bild 10. Über α_0 aufgetragene Kippwerte k für schmale Rechteckquerschnitte

...Sämtliche im Intervall vorhandenen Stützstellen werden ihren Ordinaten als Daten verarbeitet. Bei der Berechnung der Koeffizienten von Ausgleichspolynomen werden alle Stützstellen gleichbehandelt, während bei Interpolationspolynomen die ausgewählten $n + 1$ Stützpunkte bei der Bestimmung der Koeffizienten vorgehen und die restlichen Stützstellen nur bei dem anschließenden Koordinatenvergleich — Soll benötigt werden. Der Ordinatenvergleich — Soll wird sowohl für das Interpolations- wie auch für das Ausgleichspolynom durchgeführt, und es ermöglicht an Hand der berechneten prozentualen Fehler einen Überblick über die Güte der Näherung im gesamten Intervall.

Formel für gedrückte Bögen

Für jede Kurve $\kappa = \text{const}$ (Bild 9) wurde ein Polynom der Form

$$\bar{y}(\alpha_0) = a_0 + a_1 \alpha_0 + a_2 \alpha_0^2$$

...gesetzt, und es zeigte sich, daß die prozentualen Fehler bei Verwendung eines Ausgleichspolynoms immer unter 1 % lagen; ein sehr befriedigendes Ergebnis, das wohl im wesentlichen auf den relativ einfachen Verlauf der Kurven zurückzuführen ist. Als Stützstellen wurden die Abszissen $\alpha_0 = 0^\circ, 20^\circ, 40^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 110^\circ, 135^\circ, 160^\circ, 180^\circ$ verwandt, an denen die Lösungen der Differentialgleichungen bekannt sind. Da alle Kurven sich auf der Ordinatenachse im Punkt $k = 2,467$ schneiden, ist stets $a_0 = 2,467$, unabhängig von κ . Die Auftragung der Werte a_1 und a_2 in Abhängigkeit von κ ergab Kurven, für die eine Näherung durch ein Ausgleichspolynom 1. Grades ($n = 1$) und $n = 2$ ausreichend erschien, besonders im Hinblick auf die Handlichkeit der endgültigen Formel; die Ausgleichsparabel war zweckmäßig, da eine sehr gute Annäherung nicht notwendig schien. Somit ergab sich folgende Beziehung (Bild 11):

$$k = p \left[+2,47 - (0,03 + 0,0021 \kappa) \alpha_0 + (0,07 - 0,0006 \kappa + 0,000008 \kappa^2) \alpha_0^2 \right]$$

Obige Formel wurde für alle bekannten Ordinaten (Lösungen der Differentialgleichungen) von $\alpha_0 = 0^\circ$ bis $\alpha_0 = 180^\circ$ und für $\kappa = 0,648$ bis $\kappa = 100$ auf ihre Genauigkeit hin geprüft und im gesamten Parameterbereich folgende Abweichungen festgestellt, bei der Fehler F als Ist-Soll definiert wurde:

$\kappa = +1,00$	$\max F = +1,5 \%$	$\min F = -2,1 \%$
$\kappa = +0,99$	$\max F = +0,5 \%$	$\min F = -3,1 \%$

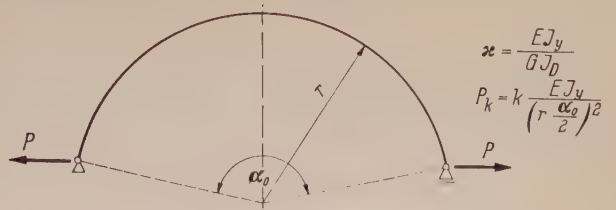


Bild 11. Definitionsfigur der Formel für gedrückte Bögen

Da die praktische Handhabung der Formel durch die sehr unterschiedlichen Größenordnungen der Faktoren in den Koeffizienten sehr erschwert wird, sind die Koeffizienten $a_1 = f(\kappa)$ und $a_2 = f(\kappa)$ für die Zahlentafel von $\kappa = 2,0$ bis $\kappa = 100$ in Schrittweiten von $\Delta \kappa = 2,0$ berechnet worden (Tafel 2).

Tafel 2. Koeffizienten der Formel für gedrückte Bögen

κ	a_1	a_2	κ	a_1	a_2
2	-0,034	0,069	52	-0,139	0,061
4	-0,038	0,068	54	-0,143	0,061
6	-0,043	0,066	56	-0,148	0,061
8	-0,047	0,066	58	-0,152	0,062
10	-0,051	0,065	60	-0,156	0,063
12	-0,055	0,064	62	-0,160	0,064
14	-0,059	0,064	64	-0,164	0,065
16	-0,064	0,062	66	-0,169	0,065
18	-0,068	0,062	68	-0,173	0,066
20	-0,072	0,061	70	-0,177	0,067
22	-0,076	0,061	72	-0,181	0,068
24	-0,080	0,061	74	-0,185	0,070
26	-0,085	0,059	76	-0,190	0,070
28	-0,089	0,059	78	-0,194	0,072
30	-0,093	0,059	80	-0,198	0,073
32	-0,097	0,059	82	-0,202	0,075
34	-0,101	0,059	84	-0,206	0,076
36	-0,106	0,058	86	-0,211	0,077
38	-0,110	0,059	88	-0,215	0,079
40	-0,114	0,059	90	-0,219	0,081
42	-0,118	0,059	92	-0,223	0,083
44	-0,122	0,059	94	-0,227	0,085
46	-0,127	0,059	96	-0,232	0,086
48	-0,131	0,059	98	-0,236	0,088
50	-0,135	0,060	100	-0,240	0,090

9.2 Formel für gezogene Bögen

Die Kurven für $\kappa = \text{const}$ (Bild 8) haben einen hyperbelartigen Charakter, und diese Eigenart wird vorteilhaft bereits im Ansatz berücksichtigt:

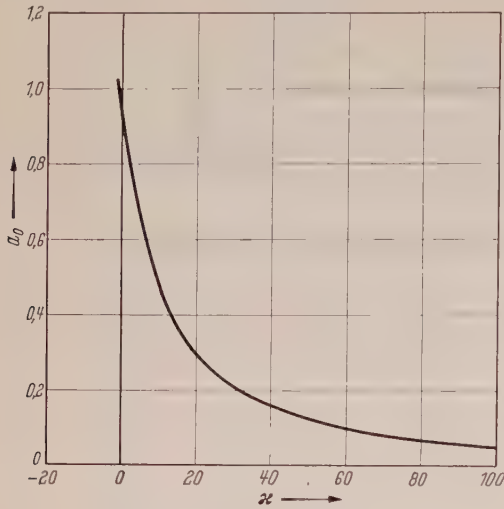
$$\bar{y}(\alpha_0) = a_0 + \frac{a_1}{\alpha_0} + \frac{a_2}{\alpha_0^2}$$

Die Gültigkeit der zu entwickelnden Formel wird von vornherein auf den Bereich $\alpha_0 = 30^\circ$ bis $\alpha_0 = 180^\circ$ beschränkt, da die Kippplast von gezogenen Bögen mit einem Öffnungswinkel von $\alpha_0 < 30^\circ$ wohl kaum vorkommen dürften. Als Stützstellen wurden die Abszissen $\alpha_0 = 30^\circ, 40^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 110^\circ, 135^\circ, 160^\circ, 180^\circ$ benutzt, an denen die Lösungen der Differentialgleichungen bekannt sind.

Bei dieser Kurventafel wurde versucht, die Kurven durch Ausgleichs- und Interpolationspolynome wiederzugeben. Die Annäherung durch Ausgleichspolynome ergab, daß die Genauigkeit mit wachsendem κ stark abfällt und für $\kappa = 100$ und $\alpha_0 = 180^\circ$ der Fehler 15 % erreicht. Erhebliche örtliche Abweichungen können aber dadurch abgemindert werden, daß man die Ordinaten in der Gegend der größten Fehler in der Rechnung mehrfach berücksichtigt. Die größten Differenzen liegen hier in hohen α_0 -Bereichen. Bei einer zweifachen Berücksichtigung der Abszisse $\alpha_0 = 180^\circ$ sinkt der maximale Fehler von 15 % auf 11 %. Geht man mit der Abszisse $\alpha_0 = 180^\circ$ dreifach und mit der Abszisse $\alpha_0 = 160^\circ$ zweifach in die Rechnung ein, so ergibt sich eine maximale Abweichung von 9 %. Durch Probieren könnte man es so weit treiben, daß für jede Kurve über das Intervall die Abweichungen nahezu konstant sind; damit würde eine optimale Genauigkeit erreicht.

Die relativ großen Fehler erklären sich wohl dadurch, daß Kurven anzunähern sind, deren Ordinaten sich im interessierenden Intervall um Größenordnungen unterscheiden. Es soll daher noch untersucht werden, ob bei Verwendung eines Interpolationspolynoms geringere Abweichungen zu erzielen sind. Als Stützstellen wurden die Abszissen $\alpha_0 = 30^\circ, 90^\circ, 160^\circ$ benutzt; der größte auftretende Fehler war dann 4 %, also wesentlich kleiner als der der Ausgleichspolynome. Daher wurden für die weitere Rechnung die Ergebnisse der Interpolationspolynome vorgesehen.

Die graphische Darstellung der Werte $a_0 = f(\kappa)$, $a_1 = f(\kappa)$ und $a_2 = f(\kappa)$ ergab wieder Kurven mit hyperbelartigem Charakter, deren Pol bis auf $a_2 = f(\kappa)$ nicht bei $\kappa = 0$ liegt. Sollen solche Kurven durch ein Polynom angenähert werden, so kann die Lage des Pols nur geschätzt werden; diese Annahme hat natürlich einen Einfluß auf die Güte der Näherung. Für $a_0 = f(\kappa)$ (Bild 12) wurde

Bild 12. a_0 in Abhängigkeit von κ

$a = 10$ und für $a_1 = f(\kappa)$ der Wert $a = 5$ eingeführt, und die Rechnung zeigte, daß Interpolations- und Ausgleichspolynome kaum wesentlich verschiedene Ergebnisse lieferten. Werden die Resultate der Interpolationspolynome berücksichtigt, so erhält man folgende Beziehung (Bild 13):

$$k = p \left\{ \left[-0,036 + \frac{9,58}{10 + \kappa} + \frac{7,58}{(10 + \kappa)^2} \right] + \left[+0,134 - \frac{36,2}{5 + \kappa} - \frac{62,5}{(5 + \kappa)^2} \right] \frac{1}{a_0} + \left[-0,226 - \frac{13,4}{\kappa} - \frac{1,94}{\kappa^2} \right] \frac{1}{a_0^2} \right\}$$

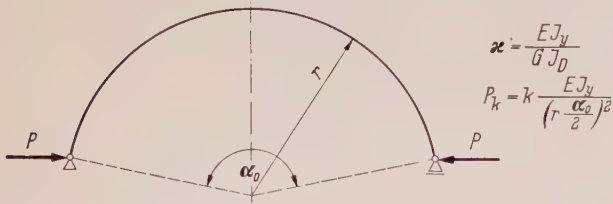


Bild 13. Definitionsfigur der Formel für gezogene Bögen

Die aus der numerischen Lösung der Differentialgleichung bekannten Ordinaten wurden von $\alpha_0 = 30^\circ$ bis $\alpha_0 = 180^\circ$ und $\kappa = 0,648$ bis $\kappa = 100$ mit den Funktionswerten der obigen Formel verglichen; es treten folgende Abweichungen auf, wenn der Fehler als Ist — Soll verstanden wird:

$$\begin{aligned} p = 1 \quad \max F &= +8,3\% ; \\ &\min F = -9,5\% , \\ p = 0,92 \quad \max F &= -0,4\% ; \\ &\min F = -16,7\% . \end{aligned}$$

Diese Formel ist gegenüber der vorhergehenden noch länger, und es empfiehlt sich daher hier noch mehr, die Koeffizienten $a_0 = f(\kappa)$; $a_1 = f(\kappa)$; $a_2 = f(\kappa)$ in einer Zahlentafel anzugeben (Tafel 3); von $\kappa = 2$ bis $\kappa = 100$ wurden sie in Schrittweiten von $\Delta \kappa = 2$ für die Zahlentafel berechnet.

10. Versuche

Zur Überprüfung der Theorie wurden im Laboratorium des Institutes für Statik und Stahlbau an der Technischen Hochschule Darmstadt Versuche an Modellen von Kreisbögen mit Rechteck- und I-Querschnitt durchgeführt.

10.1 Versuchseinrichtung

Die Modelle sind an einem Ende in Richtung des Kraftangriffs unverschieblich gelagert, während das andere Ende auf einem leichtbeweglichen Wagen ruht, durch den über einen Seilzug durch An-

T a f e l 3. Koeffizienten der Formel für gezogene Bögen

κ	a_0	a_1	a_2
2	0,815	-6,313	-7,411
4	0,687	-4,660	-3,697
6	0,593	-3,674	-2,513
8	0,519	-3,021	-1,931
10	0,462	-2,557	-1,585
12	0,415	-2,211	-1,356
14	0,376	-1,944	-1,193
16	0,343	-1,732	-1,072
18	0,316	-1,558	-0,976
20	0,291	-1,414	-0,901
22	0,270	-1,293	-0,839
24	0,253	-1,188	-0,787
26	0,236	-1,099	-0,744
28	0,221	-1,020	-0,707
30	0,209	-0,951	-0,675
32	0,196	-0,890	-0,647
34	0,186	-0,835	-0,622
36	0,176	-0,786	-0,599
38	0,167	-0,742	-0,580
40	0,159	-0,701	-0,562
42	0,151	-0,664	-0,546
44	0,144	-0,631	-0,532
46	0,137	-0,600	-0,518
48	0,131	-0,571	-0,506
50	0,126	-0,545	-0,495
52	0,121	-0,520	-0,485
54	0,116	-0,498	-0,475
56	0,111	-0,476	-0,466
58	0,107	-0,457	-0,458
60	0,103	-0,438	-0,450
62	0,098	-0,420	-0,443
64	0,094	-0,404	-0,435
66	0,091	-0,388	-0,429
68	0,088	-0,374	-0,423
70	0,085	-0,360	-0,417
72	0,082	-0,347	-0,412
74	0,079	-0,334	-0,407
76	0,076	-0,323	-0,402
78	0,074	-0,311	-0,398
80	0,071	-0,301	-0,394
82	0,069	-0,290	-0,389
84	0,067	-0,281	-0,386
86	0,065	-0,272	-0,382
88	0,063	-0,262	-0,378
90	0,061	-0,254	-0,375
92	0,059	-0,246	-0,372
94	0,057	-0,238	-0,369
96	0,055	-0,230	-0,366
98	0,054	-0,223	-0,363
100	0,052	-0,217	-0,360

hängen von Gewichten die Kraft eingeleitet wird. Der Wagen (Bild 14) ist mit Kugellagern versehen und läuft auf einer plangehobelten Fläche. Die Reibungskraft, bei der der Wagen sich zu bewegen beginnt, ist sehr gering; sie wurde durch Klopfen an der Unterlage, auf der der Wagen rollt, nach jeder Laststeigerung ausgeschaltet.

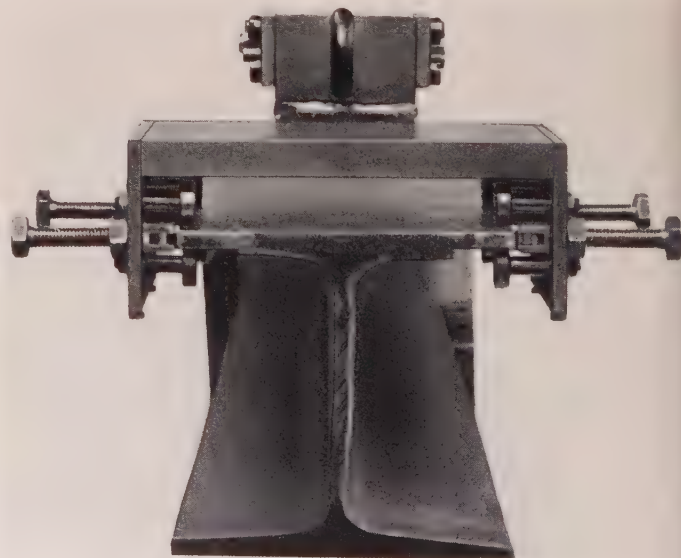


Bild 14. Wagen des beweglichen Lagers

Der Wagen gestattet die Durchführung der Versuche für stehende und hängende Modelle. Auf diese Weise soll die Möglichkeit gegeben werden, den Einfluß des Eigengewichtes der Modelle auf die

plast zu beurteilen. Die theoretisch vorausgesetzte vollkommene Kugellagerung an den Auflagern wurde im Versuch durch eine Gleitenlagerung mit nahezu punktförmiger Berührung zwischen Modell und einem Rundstab ersetzt (Bild 15).

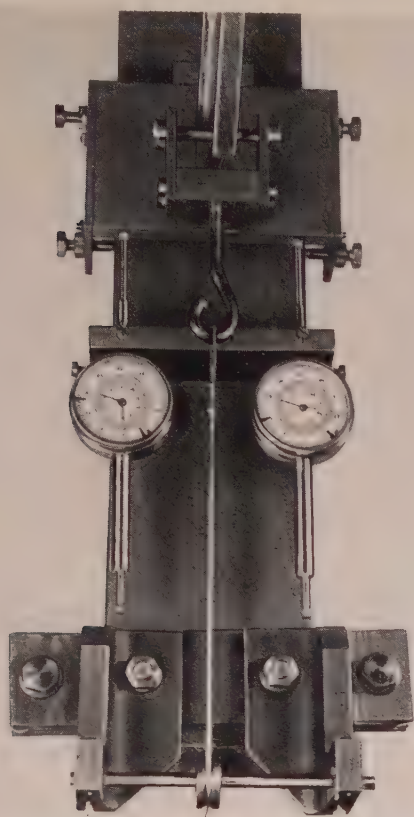


Bild 15. Bewegliches Lager mit Wagen und Meßuhren

Herstellung der Modelle

Die Abmessungen der Bögen wurden so gewählt, daß die Bögen Rechteckquerschnitt direkt und für die I-Profile die Stege und Böden aus ebenen Blechen geschnitten werden konnten.

Die Herstellung der Modelle gestaltete sich äußerst schwierig, da Stabilitätsversuche sind bekanntlich gegenüber ungewollten Exzentrizitäten sehr empfindlich; bezüglich der Bearbeitung der Modelle mußten außergewöhnliche Forderungen gestellt werden. Die ungewollten Exzentrizitäten konnten jedoch schließlich so weit herabgedrückt werden, daß sie das Versuchsergebnis wohl kaum noch wesentlich beeinflussen. Bei den gezogenen Modellen zeigte es sich, daß zur Verbindung von Steg und Gurten eine normale Lötnaht ausreichte, während bei den gedrückten Modellen, deren Kipplast erheblich höher liegt als bei den gezogenen Modellen, eine normale Lötnaht zu vorzeitigem Abspringen der Gurte führte. Hier war es notwendig, die Verbindung durch eine Hartlötung herzustellen.

Versuchsdurchführung

Die vollkommene Kugellagerung der Modelle am Auflager vermag nicht die Modelle in ein stabiles Gleichgewicht zu versetzen; es ist daher notwendig, die stehenden Modelle irgendwie gegen seitliches Umfallen zu sichern, sofern nicht schon die nicht ganz zu vermeidende Reibung dazu ausreichte. Da in der Rechnung zur Herstellung eines stabilen Gleichgewichts für die seitliche Verbiegung des Scheitels Null angesetzt worden war, wurde im Versuch diese Bedingung durch eine seitliche Haltung im Scheitel erreicht. Beim Versuch wurde nach jeder Laststeigerung an Hand von Meßuhren (Bild 15) die Wagenverschiebung bestimmt.

Die gezogenen und gedrückten Modelle unterscheiden sich grundlegend in der Verformungsfigur. Die gezogenen Modelle liefern für den kleinsten Eigenwert eine antimetrische Verformungsfigur, die gedrückten Modelle eine symmetrische. Nach Erprobung der Versuchseinrichtung und Herstellung geeigneter Versuchskörper konnten die Versuche für die gezogenen Modelle ohne weitere wesentliche Schwierigkeiten durchgeführt werden; die bei der Her-

stellung unvermeidlichen Exzentrizitäten dürften sich bei der Zugbeanspruchung der Modelle kaum bemerkbar machen, da sie bei steigender Belastung immer geringer werden.

Gedrückte Baukörper sind dagegen weit empfindlicher gegen ungewollte Exzentrizitäten; dies zeigte sich auch hier bei den gedrückten Modellen, als zunächst die Versuchsergebnisse weit unterhalb der Rechnungsergebnisse lagen.

Nun gibt es eine einfache Maßnahme, um die außerplanmäßigen Exzentrizitäten fast zur Bedeutungslosigkeit herabzudrücken, und diese Maßnahme soll zunächst theoretisch begründet werden. Die behandelten Belastungsfälle stellen Stabilitätsprobleme erster Gattung mit Verzweigungslast dar, für die das in [19] gezeigte Kriterium

$$\delta \pi_i = \int \frac{M \cdot \delta M}{E J} ds = 0$$

erfüllt ist, denn M — Biegung aus der Tragwerksebene — soll unterhalb der Verzweigungslast nicht vorhanden sein. Obiger Ausdruck kann aber auch Null werden, wenn M und δM in bestimmter Verteilung vorhanden sind, z. B. bei symmetrischem M - und antimetrischem δM -Verlauf. Es liegt dann ein Verzweigungsproblem zweiter Gattung mit Verzweigungslast vor. In dem vorliegenden Fall sind die dem kleinsten positiven Eigenwert zugeordneten Eigenfunktionen für Ausbiegung und Drillung, die dem M -Verlauf entsprechen, symmetrisch. Hätte dieses System von Haus aus Biege- und auch Drillmomente aufzuweisen und wäre noch dazu der Verlauf der beiden Momente antimetrisch, so würde obiges Kriterium ergeben:

$$\delta \pi_i = \int \frac{M_B \cdot \delta M_B}{E J} ds + \int \frac{M_D \cdot \delta M_D}{G J_D} ds = 0.$$

Es würde also wie oben ein Stabilitätsproblem mit der gleichen kritischen Last vorliegen. Ein solches System hätte für die Versuchsdurchführung den Vorteil, daß die durch die Herstellung verursachten, ungewollten Exzentrizitäten in ihrem Einfluß weitgehend unterdrückt würden.

Diese notwendigen, definierten Exzentrizitäten können aber sehr leicht erzeugt werden, indem die für Druck vorgesehenen Modelle mit einer größeren als der zugehörigen kritischen Zugkraft gezogen werden, so daß eine antimetrische plastische Vorverformung zurückbleibt; die dazu notwendige Zugkraft ist kleiner als die kritische Druckkraft. Diese Maßnahme der Verformung war nur bei dem relativ schlanken Modell Nr. 6 notwendig, da sich hier die Herstellungsgenauigkeiten in besonderem Maße auswirkten. Bei den restlichen gedrückten Modellen reichte die Herstellungsgenauigkeit zur Erzielung einer zufriedenstellenden Übereinstimmung von Versuch und Rechnung aus.

Bei Stabilitätsproblemen erster Gattung mit Verzweigungslast wird vorausgesetzt, daß bis zum Erreichen der kritischen Last nur eine nicht ausgebogene Gleichgewichtslage existiert; diese Forderung läßt sich im Versuch kaum verwirklichen, da bereits bei Lasten, die beträchtlich unterhalb des Verzweigungspunktes liegen, Ordinaten der Eigenfunktion auftreten. In vorliegendem Fall zeigte sich besonders für die gezogenen Modelle, daß beim Erreichen der kritischen Last schon relativ große seitliche Ausbiegungen und Verdrehungen vorhanden waren. Bei den gedrückten Modellen traten solche vorzeitigen Verformungen bei weitem nicht so ausgeprägt auf.

Anhaltspunkte über die Größenordnung des Einflusses des Eigengewichts der Modelle mit I-Querschnitt wurden dadurch gewonnen, indem derselbe Bogen stehend und hängend im Versuch gefahren wurde. Gezogene Modelle ergaben stehend eine geringere Kipplast als hängend; das erscheint plausibel, wenn man beachtet, daß das Kippen eines solchen stehenden Bogens infolge Eigengewicht mit einer Sehnenverlängerung verbunden ist, während ein hängendes Modell eine Sehnenverkürzung aufweisen wird. Wird dem Einfluß des Eigengewichts eine in der Sehne wirkende Kraft P überlagert, so addieren oder subtrahieren sich beide Anteile. Das Eigengewicht wirkt beim stehenden Bogen kippfördernd, bei hängendem kipp-hemmend, wenn P die äußere Belastung ist. Bei gedrückten Modellen kehrt sich der Einfluß des Eigengewichts um.

10.4 Versuchsauswertung

Die im Versuch gemessenen Wagenverschiebungen wurden als Abszisse, die zugehörige Last als Ordinate aufgetragen. Solange die Belastung unterhalb der kritischen Last liegt, ist die Wagenver-

schiebung proportional der Last. Beim Erreichen der Kipplast hat die Last-Verformungskurve theoretisch einen Knick und geht dann zunächst horizontal weiter; die Lage dieser horizontalen Geraden liefert in ihrer konstanten Ordinate die Kipplast. Nach Auftragung der Versuchsergebnisse zeigte sich jedoch, daß kein scharfer, sondern ein mehr oder weniger abgerundeter Knick zu erreichen war. Als Kipplast wurde hier die Lage der Asymptote angesprochen.

In den Bildern 16 und 17 sind die Last-Verformungskurven eines Bogens bei stehendem und hängendem Modell dargestellt.

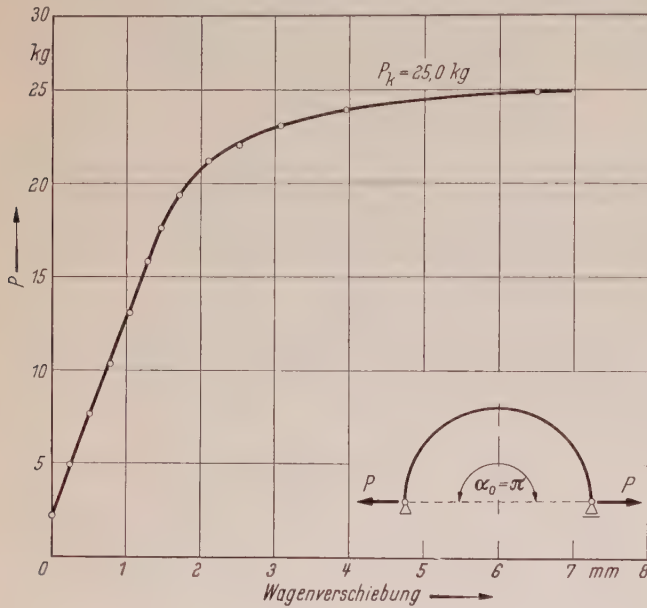


Bild 16. Über der Wagenverschiebung aufgetragene Lasten: stehendes Modell

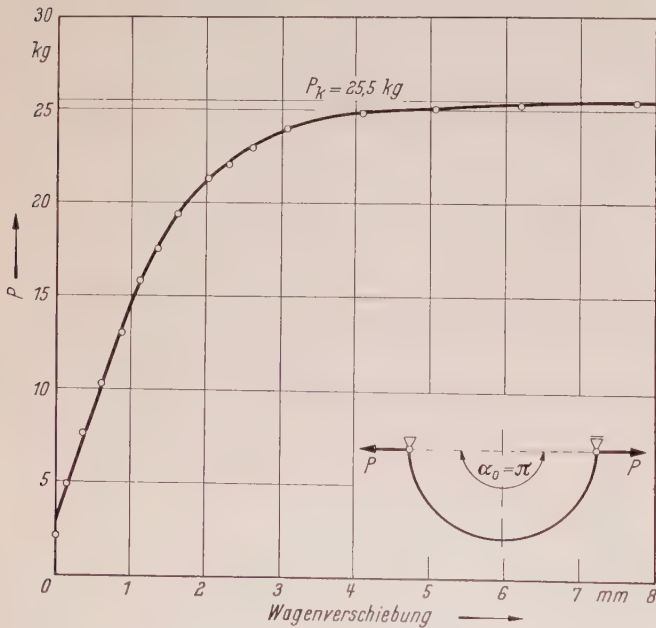


Bild 17. Über der Wagenverschiebung aufgetragene Lasten: hängendes Modell

11. Nachrechnung der Versuche

Zur Bestimmung der für die Rechnung erforderlichen Querschnittswerte war es notwendig, die Modelle genau auszumessen, da die Blechdicken doch erheblich von den Sollwerten abwichen. An 10 Stellen über das gesamte Modell wurden die vorhandenen Werte festgestellt und aus dem arithmetischen Mittel die Querschnittsgrößen berechnet, die dann der Rechnung zugrunde gelegt wurden; eine möglichst genaue Ausmessung war anzustreben, insbesondere hinsichtlich der Blechdicke, da sie mit der dritten Potenz in den Drillwiderstand eingeht. In den Tafeln 4 und 5 werden die Abmessungen von Modellen angegeben, für die auch die Versuchs-

Tafel 4. Rechnerische Kipplasten der Modelle mit Rechteckquerschnitt

Nr.	r [cm]	α_0	EJ_y [kgcm ²]	GJD [kgcm ²]	n	P_k [kg]			
						Antimetrische Kippfigur		Symmetrische Kippfigur	
1	20	π	4750	7328	5	+ 37,8	- 19,9	+ 14,9	- 41,6
					6	+ 38,0	- 19,9	+ 14,9	- 42,0
2	20	π	4734	7381	5	+ 37,7	- 19,8	+ 14,8	- 41,4
					6	+ 37,8	- 19,9	+ 14,9	- 41,9
3	35	$\frac{\pi}{2}$	4680	7222	5	+ 50,7	- 88,3	+ 16,1	- 138,2
					6	+ 50,9	- 88,2	+ 16,1	- 139,1
4	80	$\frac{\pi}{2}$	4762	7348	5	+ 9,87	- 17,2	+ 3,13	- 26,9
					6	+ 9,92	- 17,2	+ 3,13	- 27,1

Tafel 5. Rechnerische Kipplasten der Modelle mit I-Querschnitt

Nr.	r [cm]	α_0	EJ_y [kgcm ²]	GJD [kgcm ²]	κ	γ_k	n	P_k [kg]			
								Antimetrische Kippfigur		Symmetrische Kippfigur	
5	32,3	π	182 280	12 636	14,4	0,0258	5	+ 278,6	- 26,8	+ 204,7	- 90,2
							6	+ 280,8	- 26,8	+ 205,0	- 91,1
6	65	π	195 930	15 177	12,9	0,0057	5	+ 109,8	- 7,48	+ 54,1	- 22,4
							6	+ 113,1	- 7,50	+ 54,2	- 22,7
7	85	$\frac{\pi}{2}$	195 120	14 540	13,4	0,0137	5	+ 176,8	- 63,7	+ 111,1	- 144,6
							6	+ 178,1	- 63,7	+ 111,3	- 145,8
8	85	$\frac{\pi}{2}$	194 166	14 540	13,4	0,0137	5	+ 175,9	- 63,4	+ 110,6	- 143,9
							6	+ 177,2	- 63,3	+ 110,7	- 145,0

ergebnisse mitgeteilt werden. Für den Parameter κ wurden zwei verschiedene Werte angenommen, die sich besonders auch in der Querschnittsform äußern; bei einem schmalen Rechteck nimmt der Parameter κ wohl einen kleinsten Wert mit $\kappa = 0,648$ an; dazu ist auch $\gamma_k = 0$ (Bild 18).



Bild 18. Sollquerschnitt des Rechteckprofils

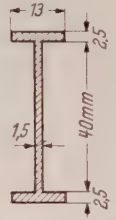


Bild 19. Sollquerschnitt des I-Profiles

Das I-Profil wurde in Anlehnung an die Arbeit von M. Eßlingen [15] gewählt (Bild 19), womit sich ein Parameter in der Größenordnung von $\kappa = 13$ ergab; der Parameter γ_k bleibt jedoch noch abhängig von der Bogenlänge.

Aus dem Spektrum der Öffnungswinkel wurden die Werte $\alpha_0 = 90^\circ$ und $\alpha_0 = 180^\circ$ ausgewählt und solche Modelle hergestellt; dabei war es nicht immer möglich, den gleichen Bogen für den Zug- und Druckversuch zu benutzen, da die kritische Zug- und Drucklast sehr unterschiedlich waren und stets die Forderung bestand, daß unter der Kipplast die Fließgrenze nicht erreicht wird.

Um Anhaltspunkte über die Lage höherer Eigenwerte zu gewinnen, wurde für die angegebenen Modelle jeweils der Bereich über- und unterhalb des für die Kurventafeln interessierenden Kippwertes unter Beachtung des Vorzeichens mit Hilfe des Programms abgefahren, bis die beiden ersten positiven und die beiden ersten negativen Eigenwerte ermittelt waren; die erhaltenen Werte sind in den Tafeln 4 und 5 angegeben. Für das Modell Nr. 5 mit I-Querschnitt sind die den 4 Eigenwerten zugeordneten Eigenfunktionen in den Bildern 20 bis 23 aufgezeichnet worden.

12. Vergleich zwischen Versuchs- und Rechnungsergebnissen

In Tafel 6 sind die Versuchs- und Rechnungswerte gegenübergestellt. Die mitgeteilten Versuchsergebnisse weisen im Mittel eine Abweichung von den Rechnungswerten von weniger als 10 % auf; was insbesondere im Hinblick auf die Tatsache, daß solche Stabilitätsversuche gegen Abweichungen von der Idealform sehr empfindlich sind, als befriedigend angesehen werden kann. Die Differenz der Versuchsergebnisse zwischen hängendem und stehendem Modell ist bei dem geringen Eigengewicht der kleinen Modelle nicht beachtlich, und die Werte können wohl nur eine qualitative Aussage über den Einfluß des Eigengewichts darstellen; die Modelle mit Rechteckquerschnitt wurden wegen ihres geringen Gewichts nur stehend untersucht.

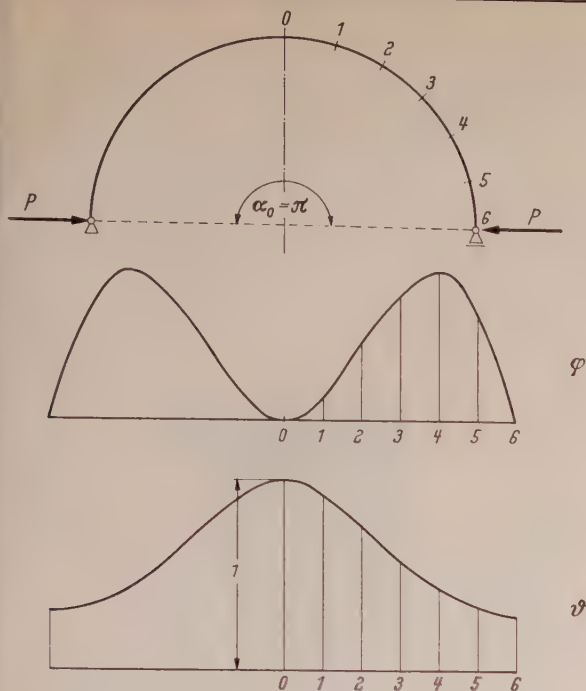


Bild 20. Eigenfunktionen des Modells Nr. 5 für $P_k = +205$ kg

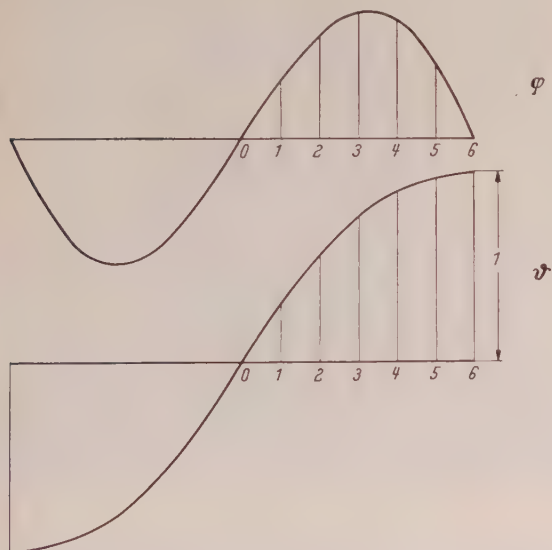


Bild 21. Eigenfunktionen des Modells Nr. 5 für $P_k = -26,8$ kg

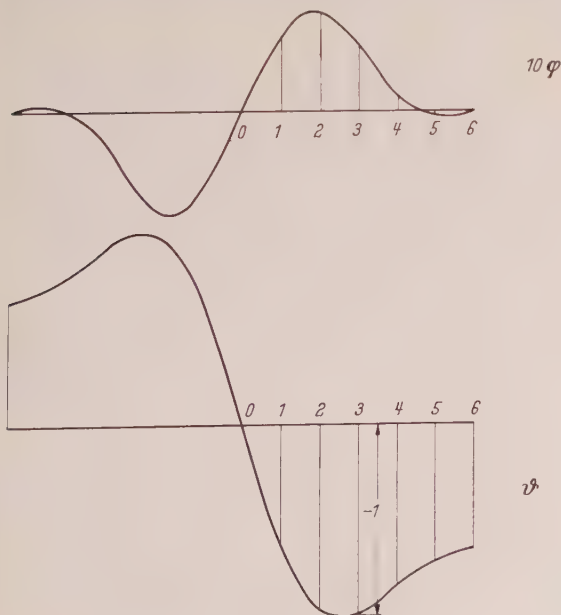


Bild 22. Eigenfunktionen des Modells Nr. 5 für $P_k = +281$ kg

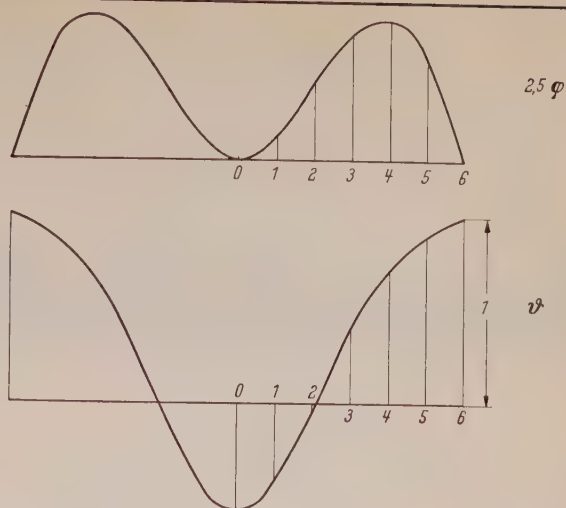


Bild 23. Eigenfunktionen des Modells Nr. 5 für $P_k = -91$ kg

Tafel 6. Kipplasten aus Rechnung und Versuch

Nr.	Rechnung P_k [kg]	Versuch hängend P_k [kg]	Fehler [%]	Versuch stehend P_k [kg]	Fehler [%]
1	14,9	—	—	14,4	-3
2	19,9	—	—	17,7	-11
3	16,1	—	—	15,1	-6
4	17,2	—	—	18,0	+5
5	26,8	25,5	-5	25,0	-7
6	54,2	49,4	-9	51,0	-6
7	63,7	68,5	+8	66,7	+5
8	110,7	110,7	0	111,9	+1

13. Konvergenzbetrachtungen

Bei der Behandlung von Differentialgleichungen nach dem Differenzenverfahren darf auf keinen Fall vergessen werden, daß diese Methode nur Näherungswerte liefern kann. Daher war es unumgänglich, sich über die Güte dieser Näherungswerte zu orientieren, d. h. den Einfluß der Spanne h auf die Kipplast zu untersuchen. Wenn n die Anzahl der im interessierenden Bereich gewählten Intervalle ist, muß die Auftragung der Werte P_{kn} über n einen Polygonzug ergeben, der sich für wachsendes n der Geraden $P = P_k$, die den wirklichen Kippwert darstellt, nähert.

Bei der Berechnung der Kurventafeln wurde eine Unterteilung in $n = 5$ Intervalle je Bogenhälfte benutzt; Stichproben mit einer Unterteilung von 6 Intervallen für eine Reihe ausgewählter Parameterkombinationen ergaben, daß zur Gewinnung der Werte für Kurventafeln $n = 5$ ausreichend ist.

Es soll noch gezeigt werden, daß auch bei $n < 5$ Kipplasten zu erwarten sind, die einen Anhaltspunkt für die Größe der Kipplast liefern. Das Modell 5 wurde mit $n = 2$ bis $n = 7$ untersucht und eine alternierende Zahlenfolge gefunden, die in Tafel 7 zusammengestellt ist. Daraus ist ersichtlich, daß selbst für $n = 2$ ein relativ guter Wert herauskommt.

Tafel 7. Kipplasten für verschiedene Unterteilungen

n	P_k [kg]
2	26,97
3	26,72
4	26,85
5	26,80
6	26,82
7	26,81

Für die Nachrechnung der Versuche wurde außer mit $n = 5$ auch mit $n = 6$ gearbeitet, um wegen der zu erwartenden stärkeren Welligkeit der Eigenfunktionen auch für die höheren Eigenwerte noch brauchbare Ergebnisse zu erzielen. Dieser erhöhte Aufwand wäre kaum nötig gewesen, wie man aus den Kipplasten der Tafeln 4 und 5 entnehmen kann; zur Bestimmung solcher höheren Eigenwerte ist somit hier kein besonderer Aufwand erforderlich.

14. Kipplast eines ausgesteiften Modells

Um den Einfluß von Quersteifen, die an Steg und Gurten befestigt sind, auf die Kipplast eines Bogens mit I-Querschnitt beurteilen zu können, wurde ein Bogen mit den Soll-Querschnittswerten des Modells 5 mit verschiedenen Anzahlen von Steifen versuchsartig behandelt (Bild 24, 25 und 26). Wie die Zahlentafel 8

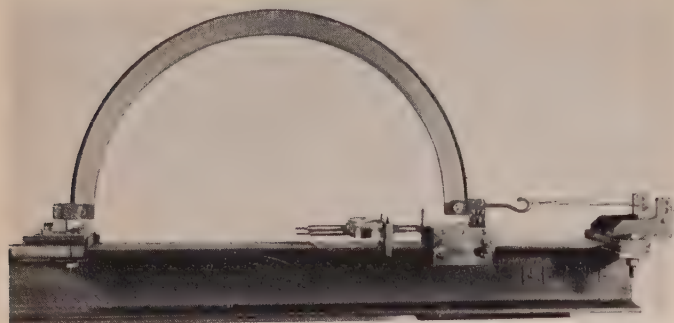


Bild 24. Nicht ausgesteiftes Modell

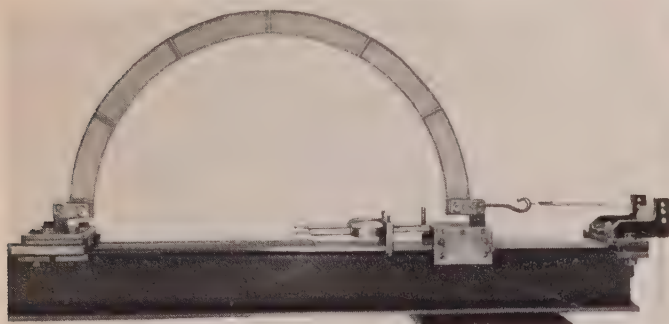


Bild 25. Ausgesteiftes Modell



Bild 26. Ausgekipptes Modell

zeigt, bewirken die Steifen eine beträchtliche Steigerung der Kippplast.

Für die Rechnung wird es sehr schwierig sein, die Steifen streng zu berücksichtigen, und es soll daher hier versucht werden, durch eine Annahme zumindest Anhaltspunkte über die Größenordnung des Einflusses zu gewinnen; eine Aussage über die Güte des empirischen Weges kann hier jedoch nur der Vergleich mit den Versuchsergebnissen liefern.

Das Volumen aller Steifen wurde jeweils in zusätzliches Stegvolumen umgerechnet und mit der neuen, größeren Stegdicke der Drillwiderstand bestimmt. Legt man diesen Drillwiderstand einer Kippberechnung zugrunde, so erhält man Kippplasten, die von den Versuchslasten nur im Rahmen der Versuchungenauigkeit abweichen (Tafel 3). Die Annahme liefert somit hier sehr befriedigende Ergebnisse.

Tafel 3. Kippplasten des ausgesteiften Modells Nr. 5 aus Rechnung und Versuch

Anzahl der Steifen	Rechnung P_k [kg]	Versuch P_k [kg]
0	31,1	32,2
7	33,8	35,0
13	37,4	37,9

15. Höherer Tragzustand bei gezogenen Bögen

Ein Beulfeld, beispielsweise mit in Plattenebene unverschieblichen Rändern (nicht abwickelbare Beulfläche) unter reiner Schubbeanspruchung, besitzt auch jenseits der kritischen Beullast noch eine wesentliche Tragreserve, die im Leicht- und Flugzeugbau unter gewissen Umständen ausgeschöpft werden kann.

Ein analoges Verhalten zeigt sich auch beim Kippen von gezogenen Bögen und ähnlichen Tragwerken. Nach Erreichen der Kippplast werden die Verformungen zwar sehr groß, jedoch bleibt das System weiterer Laststeigerung fähig. Die behandelten, gezogenen Modelle zeigten alle grundsätzlich ein solches Verhalten, jedoch scheinen zum versuchsmäßigen Nachweis die gewählten Randbedingungen wenig geeignet; bei großen Verformungen war eine Verdrehung am Auflager nicht mehr einwandfrei möglich. Daher wurden die Randbedingungen dahingehend abgeändert, daß jetzt vollkommene Einspannung gegen Torsion und gegen Biegung aus der Tragwerksebene vorhanden sein soll; auch bei großen Verformungen bleiben dann die Randbedingungen erhalten. Die Realisierung der neuen Randbedingungen im Versuch ist aus Bild 27 ersichtlich.

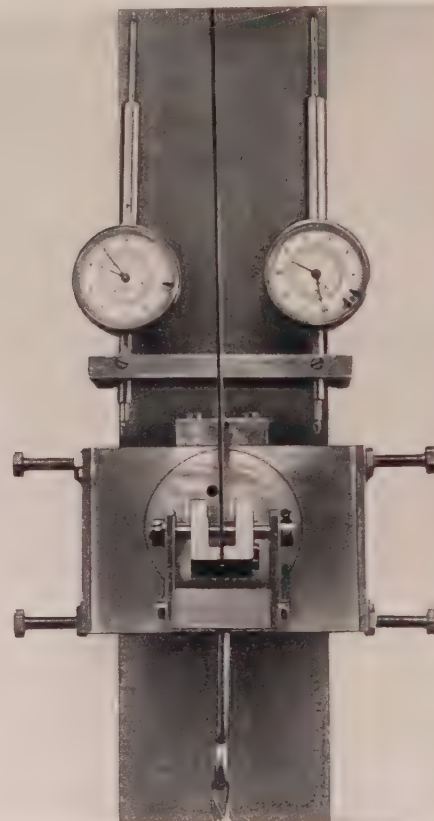


Bild 27. Bewegliches Lager. Einspannung gegen Biegung aus der Tragwerksebene und gegen Torsion

Die Differentialgleichungen eines solchen Kipp-Problems lauten bei Vernachlässigung der Wölbkrafttorsion (Definitionsfigur Bild 28):

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \varphi}{d\alpha^2} + \left(1 - \frac{P r^2}{E J_y} \cos \frac{\alpha_0}{2}\right) \varphi + \left[1 + \frac{P r^2}{E J_y} \left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2}\right)\right] \vartheta \\ - \frac{r^2}{E J_y} \cdot \frac{M_E}{r} \cos \left(\frac{\alpha_0}{2} - \alpha\right) - \frac{r^2}{E J_y} \cdot \frac{M_D}{r} \sin \left(\frac{\alpha_0}{2} - \alpha\right) = 0 \\ \frac{d \vartheta}{d \alpha} - \frac{P r^2}{G J_D} \left(\cos \alpha - \cos \frac{\alpha_0}{2}\right) \frac{d \varphi}{d \alpha} - \frac{P r^2}{G J_D} \varphi \sin \alpha \\ + \frac{r^2}{G J_D} \cdot \frac{M_E}{r} \sin \left(\frac{\alpha_0}{2} - \alpha\right) - \frac{r^2}{G J_D} \cdot \frac{M_D}{r} \cos \left(\frac{\alpha_0}{2} - \alpha\right) = 0. \end{aligned}$$

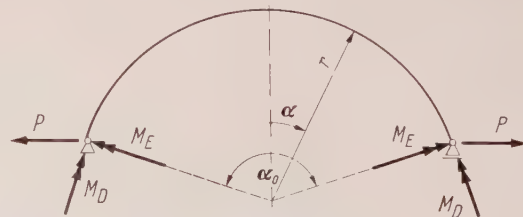
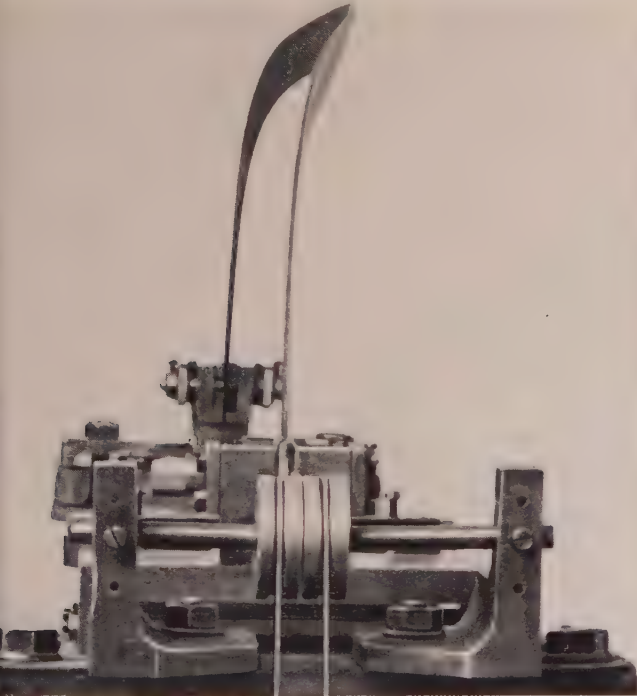


Bild 28. Definitionsfigur. Einspannung gegen Biegung aus der Tragwerksebene und gegen Torsion

Sie unterscheiden sich von den bisher verwandten Differentialgleichungen durch Zusatzglieder in den äußeren Momenten, die jeweils die Anteile der Einspannmomente enthalten.

durch spezielle Annahmen von $\frac{M_E}{M_D}$ können die Differentialgleichungen sowohl symmetrische wie auch antisymmetrische Kippfiguren erhalten. Wird bei $\alpha_0 = 90^\circ$ eine symmetrische Kippfigur verlangt, muß $M_E = +M_D$ sein; am Auflager kann dann nur ein Momentenvektor als Reaktion beim Kippen auftreten, der senkrecht auf der Bogensehne steht. Tritt jedoch eine antisymmetrische Kippfigur auf, ergibt sich $M_E = -M_D$; der Momentenvektor am Auflager liegt dann in der Bogensehne.

An Hand eines Zelluloidmodells kann man sich leicht davon überzeugen, daß in vorliegendem Fall der gezogene Bogen symmetrisch auskippt. Nach Einarbeitung dieser Randbedingungen lieferte die Rechnung für das Versuchsmodell bei einer Unterteilung von 11 Intervallen über den gesamten Bogen eine Kipplast von $P_k = 54,4$ kg, bei 11 Intervallen eine solche von $P_k = 54,7$ kg. Im Versuch wurde eine kritische Last von $P_k = 57,4$ kg ermittelt, was einen Fehler von rund -5% ergibt. Bild 29 zeigt das Versuchsmodell kurz vor Erreichen der Kipplast.



29. Bogen kurz vor Erreichen der Kipplast. Einspannung gegen Biegung aus der Tragwerksebene und gegen Torsion

Die Auftragung der Last über der im Versuch gemessenen Wagenverschiebung (Bild 30) zeigt sehr anschaulich, daß bei Erreichen der Kipplast der Wagen eine große Verschiebung erleidet, jedoch danach zur Ruhe kommt, und jetzt das System infolge Ausbildung des neuen Tragzustandes weitere Last aufnehmen kann.

Zusammenfassung

Der in der Sehne gezogene oder gedrückte Kreisbogen mit einem Neigungswinkel $0 < \alpha_0 < 180^\circ$, auf den Untersuchungen über das Verhalten von speziell belasteten Dreigelenk- oder Zweigelenktragern reduziert werden können, wurde in Rechnung und Versuch behandelt. Die Differentialgleichungen, die dieses Stabilitätsproblem beschreiben, wurden in eine dimensionslose Form überführt und dann numerisch mit Hilfe des Differenzenverfahrens gelöst, wobei die Darmstädter IBM 650-Anlage bei der Durchführung der umfangreichen numerischen Rechnungen wertvolle Dienste leistete. Die gewonnenen Ergebnisse sind in Form von Kurventafeln dargestellt und infolge der Dimensionsfreiheit der benutzten Parameter allgemein verwendbar.

Für den Fall der sicherheitserhöhenden Vernachlässigung der Schubkrafttorsion wurden Näherungsformeln entwickelt, die die schnelle Ermittlung von Kippwerten für Parameter, die nicht in den Tafeln enthalten sind, gestatten; zur Verminderung der Rechenaufwand sind die Koeffizienten in Zahlentafeln angegeben.

Die Zuverlässigkeit der Theorie wurde an Hand von Versuchen geprüft und die Rechnungsergebnisse im wesentlichen bestätigt.

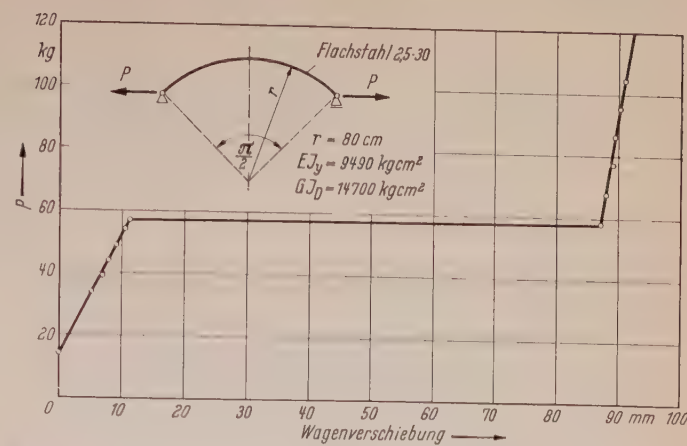


Bild 30. Über der Wagenverschiebung aufgetragene Lasten. Einspannung gegen Biegung aus der Tragwerksebene und gegen Torsion

Für einen durch Querrippen ausgesteiften Bogen konnte gezeigt werden, wie Kipplasten solcher Systeme auch zu berechnen sind, die von den Versuchslasten nicht sehr abweichen. In einem letzten Versuch wurde anschaulich dargestellt, daß sich bei gezogenen Bögen nach dem Auskippen noch ein zweiter Tragzustand einstellt.

Diese Arbeit zeigt auch die fruchtbare Anwendung des Rechenautomaten in der Stabilitätsforschung. Deshalb wurden die Einzelheiten, wie zweckmäßige Aufbereitung der Gleichungen, Programmaufstellungen, Iterationsverfahren, Konvergenzuntersuchungen, näher mitgeteilt. Die Übertragung dieses Weges auf andere Stabilitätsprobleme wird danach ohne weiteres möglich sein. Ohne Anwendung des Rechenautomaten wäre die für die Praxis unentbehrliche numerische Aufbereitung der Ergebnisse nicht möglich gewesen.

Diese Forschungsarbeit wurde beim Deutschen Ausschuss für Stahlbau beantragt und von dort dem Bundesministerium für Wirtschaft zur finanziellen Unterstützung empfohlen. Für die Ermöglichung dieser Untersuchungen, die dem Statiker und Konstrukteur langwierige Stabilitätsberechnungen ersparen und zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit solcher Tragkonstruktionen beitragen können, gilt dem Herrn Bundesminister für Wirtschaft unser verbindlichster Dank.

Schrifttum

- [1] Prandtl, L.: Kipperscheinungen, Nürnberg 1899
- [2] Timoshenko, S.: Berichte des Polytechnischen Institutes in Kiew (1910).
- [3] Hencky, H.: Über die angenäherte Lösung von Stabilitätsproblemen mittels der elastischen Gelenkkette. Der Eisenbau 11 (1920), H. 24, S. 437/52.
- [4] Nicolai, E. L.: Stabilitätsprobleme der Elastizitätstheorie. ZAMM 3 (1923), S. 227.
- [5] Timoshenko, S.: Kippsicherheit des gekrümmten Stabes mit kreisförmiger Mittellinie. ZAMM 3 (1923), S. 358.
- [6] Federhofer, K.: Über die Kipplast krummer Stäbe. Die Bautechnik 2 (1924), H. 26, S. 306.
- [7] Karas, K.: Festschrift der Deutschen Technischen Hochschule in Brünn zur Feier ihres 75jährigen Bestandes 1924, S. 240.
- [8] Federhofer, K.: Über die Kipplasten des krummen Stabes. Sitzungsberichte der Akademie der Wissenschaften in Wien, mathematisch-naturwissenschaftliche Klasse, Band 134 (1925), S. 81.
- [9] Karas, K.: Über die Kipplasten des im Scheitel belasteten krummen Stabes. HDI-Mitteilungen des Hauptvereins deutscher Ingenieure in der Tschechoslowakischen Republik 16 (1927), S. 66.
- [10] Rahrer, W.: Allgemeine Stabilitätsbedingungen für krumme Stäbe. Österreichisches Ing.-Archiv 6 (1952), H. 3, S. 236.
- [11] Federhofer, K.: Die Kippsicherheit des kreisförmig gekrümmten Trägers mit einfach symmetrischem, dünnwandigem und offenem Querschnitt bei gleichmäßiger Radialbelastung. Österreichisches Ing.-Archiv 4 (1950), H. 1, S. 27.
- [12] Schmidt, E. O.: Die Kippsicherheit der Bögen. Zürich 1947.
- [13] Stüssi, F.: Kippen und Querschwingungen von Bogenträgern. Abhandlungen der IVBH, VII. Band 1943/44.
- [14] Esslinger, M.: Kippen von Rahmenecken mit Rechteckquerschnitt. Stahlbau 23 (1954), H. 3, S. 53.
- [15] Esslinger, M.: Flambage Lateral des Poutres en I courbe tenant compte de la torsion de flexion. Annales des Ponts et Chaussées Mai-Juni 1954.
- [16] Zurmühl, R.: Matrizen, Springer-Verlag, Berlin / Göttingen / Heidelberg 1958.
- [17] Wielandt, H.: Bestimmung höherer Eigenwerte durch gebrochene Iteration. Ber. B 44/I/37 der Aerodynamischen Versuchsanstalt Göttingen 1944.
- [18] Klöppel, K. und Scheer, J.: Beulwerte der durch zwei gleiche Längssteifen in den Drittelpunkten der Feldbreite ausgesteiften Rechteckplatte mit Navierschen Randbedingungen. Stahlbau 26 (1957), H. 9, S. 248.
- [19] Klöppel, K. und Lie, K. H.: Das hinreichende Kriterium für den Verzweigungspunkt des elastischen Gleichgewichts. Stahlbau 16 (1943), H. 6/7, S. 17.
- [20] Klöppel, K.: Zur Einführung der neuen Stabilitätsvorschriften. Abhandlungen aus dem Stahlbau, Heft 12, S. 84.

Untersuchungen zur Verklebung von Stahl

Von Prof. Dr.-Ing. H. Winter und Ing. H. Meckelburg, Braunschweig¹⁾

Mitteilung aus dem Institut für Flugzeugbau der Deutschen Forschungsanstalt für Luftfahrt e. V. (DFL)
 Institutsleiter Prof. Dr.-Ing. H. Winter

DK 668.44 : 624.078

Einleitung

Die Metallklebverbindung ist für den neuzeitlichen Leichtbau ein unentbehrliches Verbindungselement geworden. Da die Entwicklung des Metallklebens vor allem durch den Flugzeugbau starke Impulse erhielt und andererseits hier auch die höchsten Anforderungen gestellt werden, sind die bisherigen Kenntnisse und Erfahrungen mehr oder weniger auf die Verklebung von Aluminium beschränkt. Dessen ungeachtet wurde aber bereits an den verschiedensten Stellen begonnen, die Verklebungsmöglichkeiten von Stahl zu untersuchen. Es muß schließlich angenommen werden, daß das Metallkleben künftig in zunehmendem Maße auch für den Stahlbau an Bedeutung gewinnen wird, da heute auch der Stahlbau nicht mehr ohne Anwendung der Leichtbau-Grundsätze denkbar ist.

Die Entwicklung des Metallklebens im Stahlbau hat bereits begonnen. Vor mehreren Jahren wurde bei den Chemischen Werken Huls eine geklebte Stahlbrücke als Rohr- und Fußgängerbrücke von 56 m Stützweite über den Lippe-Seitenkanal errichtet [1]. Umfangreiche Forschungsarbeiten lieferten die notwendigen Unterlagen für diese Konstruktion [2]. Diese geklebte Brücke hat sich inzwischen gut bewährt. Wenn es sich bei dieser Ausführung auch nur um einen bescheidenen Anfang handelt, so muß sie doch als Pionierleistung anerkannt werden.

Im Rahmen der eigenen Metallkleb-Forschungsarbeiten wurden ebenfalls seit längerem Untersuchungen zur Stahlverklebung durchgeführt [3]. Bei den weiteren Arbeiten, über die im folgenden berichtet werden soll, handelt es sich vorwiegend um Grundlagen-Untersuchungen in einem beschränkten Rahmen. Neben der grundsätzlichen Einsatzmöglichkeit bei verschiedenen Stählen interessierte besonders die Anwendbarkeit der bekannten Metallkleber sowie auch die Frage der erforderlichen Klebflächenvorbehandlung. Weiterhin erschien eine Untersuchung der vorhandenen Dimensionierungsmöglichkeiten auch in diesem Rahmen schon wichtig.

1. Grundlegende Betrachtungen

1.1 Füge teil- Werkstoffe

Vor Beginn der eigentlichen Versuchsarbeiten erschien es zweckmäßig, grundsätzliche Überlegungen über die Einsatzmöglichkeiten des Metallklebens als Fügeverfahren für Stahl anzustellen. Unter Vermeidung einer Aufzählung sämtlicher denkbaren Anwendungsfälle kann zusammenfassend gesagt werden, daß nach dem heutigen Entwicklungsstand vor allem drei Gruppen von Stählen zu betrachten wären, bei deren Verarbeitung das Metallkleben von Bedeutung sein könnte. Es handelt sich hierbei einmal um reine Kohlenstoff-Stähle niedriger oder mittlerer Festigkeit (z. B. für den Brückenbau), ferner um hochlegierte vergütbare Stähle hoher Festigkeit (z. B. für den Flugzeugbau) und schließlich um nichtrostende, säurebeständige Stähle hoher Bruchdehnung (z. B. für den Chemie-Apparatebau). Dementsprechend wurden für die geplanten Versuche folgende drei Werkstoffe ausgewählt, deren Eigenschaften mit Zugstäben nach DIN 50 114 ermittelt wurden:

Maschinenbaustahl St 00.23	$\sigma_B = 33 \text{ kg/mm}^2$ $\sigma_{0,2} = 22 \text{ kg/mm}^2$ $\delta_{10} = 27 \%$
Flugzeugbaustahl 27 MnCr V 4	$\sigma_B = 73 \text{ kg/mm}^2$ $\sigma_{0,2} = 53 \text{ kg/mm}^2$ $\delta_{10} = 8,5 \%$
Nichtrostender Stahl V-2 A	$\sigma_B = 61 \text{ kg/mm}^2$ $\sigma_{0,2} = 27 \text{ kg/mm}^2$ $\delta_{10} = 54 \%$

Im Verlauf der Untersuchungen wurde zusätzlich zu dem genannten V-2 A-Stahl noch der folgende Werkstoff verwendet:

$$\begin{aligned} \text{Nichtrostender Stahl X 5 CrNi 18 9} \quad \sigma_B &= 60 \text{ kg/mm}^2 \\ \sigma_{0,2} &= 22 \text{ kg/mm}^2 \\ \delta_5 &= 50 \%. \end{aligned}$$

Es handelt sich hierbei um einen Stahl, der in seiner Grundlegierung bezüglich Chrom- und Nickelgehalt der Luftfahrt-Norm nach Werkstoffleistungsblatt 1.4544.9 entspricht, jedoch nicht den dort erwähnten Titan- oder Niobgehalt besitzt.

1.2 Metallklebstoffe

Nach Klärung der Frage der interessierenden Füge teil- Werkstoffe ist es ebenso zweckmäßig zu prüfen, welche Kleber für die Verbindung von Stahl geeignet sind. Die Entwicklung ist inzwischen so weit vorangeschritten, daß auf dem europäischen Markt eine große Zahl von Metallbindemitteln mit zufriedenstellenden Eigenschaften vorhanden ist. Es handelt sich hierbei ausschließlich um sogenannte Reaktionskleber auf der Basis hochmolekularer Kunstharze. Da ständig neue Produkte erscheinen, ist es kaum möglich, einen vollständigen und endgültigen Überblick zu geben. Während eine ausführliche Behandlung bereits an anderer Stelle erfolgte [4], ist hier in Tafel 1 eine Auswahl der wichtigsten Metallkleber zusammengestellt, die aber keinen Anspruch auf Vollständigkeit erheben kann. Die Kennzeichnung der einzelnen Produkte in bezug auf ihre Anwendbarkeit bei den verschiedenen Klebproblemen erfolgte in erster Linie nach den Angaben der Herstellerfirmen; soweit vorhanden jedoch nach eigenen Erfahrungen. Einzelne für spezielle Zwecke geeignete Kleber sind durch entsprechende Anmerkungen gekennzeichnet.

Wie aus Tafel 1 zu entnehmen ist, sind die gebräuchlichsten Metallkleber auch sämtlich für die Stahlverklebung geeignet. Die Auswahl ist daher keinerlei Beschränkungen unterworfen. Da die Einteilung der Kleber — abgesehen von Kunstharztypen, Reaktionsformen und Lieferformen — sich vor allem auf Warm- oder Kalthärtung bezieht [4], wäre lediglich zu prüfen, ob Warm- oder Kaltkleber vorgezogen werden sollten. Es ist leicht zu übersehen, daß für bestimmte Richtungen des Stahlbaues (z. B. Brückenbau) den Klebern mit Kalthärtung möglicherweise unter geringfügiger Erwärmung (z. B. $+50^\circ \text{C}$) der Vorzug zu geben wäre. Trotzdem können für andere Aufgaben (z. B. Apparatebau) auch Warmkleber von Interesse sein. Die Verarbeitungs- und Festigkeitseigenschaften beider Arten wurden bereits ausführlich besprochen [4].

Da für die Stahlverklebung alle bewährten Metallkleber in Frage kommen, wurden für die hier geplanten Versuche solche Produkte ausgewählt, über die auch genügend Erfahrungen vorliegen. In Tafel 2 sind die vorgesehenen Bindemittel mit ihren wichtigsten Verarbeitungsdaten zusammengestellt.

1.3 Klebflächen vorbehandlungen

Der dritte entscheidende Faktor in der Metallklebtechnik ist die Vorbehandlung der Klebflächen. Es hat sich schon frühzeitig als zweckmäßig erwiesen, neben der physikalischen und chemischen Reinigung der Oberfläche noch zusätzlich eine spezielle Vorbehandlung anzuwenden, um maximale Verklebungsfestigkeiten erreichen zu können. Diese Vorbehandlung kann einerseits als vollkommene Reinigung angesehen werden, andererseits als gewisse Oberflächenvergrößerung, schließlich aber auch als „Aktivierung der Grenzflächenkräfte“. Die gewünschten Effekte werden sowohl durch mechanische Methoden (spangebende Feinbearbeitung) als auch durch chemische Methoden (Beizen) erreicht. Wenn auch heute allgemein angenommen wird, daß die Adhäsion nicht auf mechanischer Verankerung beruht, sondern ausschließlich auf zwischenmolekularen und zwischenatomaren elektrischen Feldkräften, so wird doch auch bei rein mechanischer Vorbehandlung der Fügeflächen eine gute

¹⁾ Die Untersuchungen erfolgten mit Unterstützung der Deutschen Forschungsgemeinschaft.

Tafel 1. Anwendbarkeit der Metallkleber bei verschiedenen Füge­teilwerkstoffen

Metallkleber	zum Verbinden von Aluminium mit							Bemerkungen
	Stahl	Buntmetall	Leichtmetall	Holz	Kunststoff	Gummi	Keramik Glas	
Araldit I	3	3	3			2	2	*auch als Film lieferbar **in Verbindung mit Beschleuniger ***ausgen. Thermoplaste *ausgenommen Thermoplaste *bei Thermoplasten mit geringerer Temperatur aushärten
Araldit XV	2	2	3					
Metallon 130	2	3	2	2		2	2	
Redux 775*	3	1	3	3**	3***	3		
Tegofilm M XII	3	3	3	3	3*		2	
Versamid 140 + GM 331	3	2	3		2*	2	3	
Hidux 1197	2		3					für hohe Wärmebeanspruchung für Holz und Schichtpreßstoffe für Reibungsbeläge (nicht auf Buntmetall) *ausgenommen Thermoplaste für Metall-Honeycomb-Sandwich-Bauweisen in Verbindung mit Redux 120
Tegofilm M II				3				
Redux 64					3			
Redux 120	1	1	1	3	3*	3		
Redux-Film 775 R	3		3					
Agomet E	3	2	3		2*	()		*ausgenommen Thermoplaste
Agomet U	2	2	2	2	2*		2	*ausgenommen Thermoplaste
Araldit 101	2	2	2	2	2*	2	2	*ausgenommen Thermoplaste
Araldit 123 B	2	2	2		2*	2**	2	*ausgenommen Thermoplaste **ausgenommen Silikon-Kautschuk
Metallon K	2	1	2	2		2	2	
Versamid 125 + GM 331	2	1	3		3	2	3	

Erläuterungen: 0 = ungeeignet; 1 = bedingt geeignet; 2 = gut; 3 = sehr gut

Tafel 2. Verwendete Metallkleber und hier gewählte Verarbeitungsdaten

Kleber	Hersteller	Mischungsverhältnis (Gew.-Teile)	Topfzeit	Auftrags-Technik	Aushärtung		
					Temperatur (°C)	Zeit (h)	Preßdruck (kg/cm²)
Araldit I	CIBA A.G., Basel Vertrieb: Wehr/Baden	—	—	Aufschmelzen	150	4	5
Metallon 130	Henkel & Cie Düsseldorf	10 : 3	3 bis 4 Wo.	Aufschmelzen	150	8	2
Redux 775	CIBA(A.R.L.)Ltd.,Duxford/Camb. Vertrieb: CIBA A.G., Wehr/Baden			Streichen und Streuen	150	0,5	7
VA 140 + GM 331	Versuchskombination der Schering A.G., Berlin	45 : 55	~ 3 h	Spachteln	150	0,3	0,5
Agomet E	Atlas-Ago Wolfgang/Hannau	100 : 3	40 bis 60 min	Spachteln	20	24	Kontakt
Metallon K	Henkel & Cie Düsseldorf	100 : 9	30 bis 60 min	Streichen	20	24	0,5
VA 125 + GM 331	Versuchskombination der Schering A.G., Berlin	45 : 55	~ 3 h	Spachteln	20	24	0,5

Tafel 3. Zweckmäßige Klebflächen-Vorbehandlungsverfahren für die wichtigsten metallischen und nichtmetallischen Werkstoffe

Leichtmetalle			Schwermetalle			Buntmetalle			Nichtmetalle		
Aluminium	Magnesium	Titan	Stahl	Nichtrost. Stahl	Gußeisen	Messing	Kupfer	Zink und Blei	Holz	Kunststoff	Gummi
„Pickling-Process“ 27,3% H ₂ SO ₄ 7,5% Na ₂ Cr ₂ O ₇ · 2 H ₂ O 65,2% H ₂ O t = 60 – 65 °C T = 30 min	15% K ₂ Cr ₂ O ₇ 20% HNO ₃ 65% H ₂ O t = 20 °C T = 1 min	HNO ₃ 12,25 g 50% HF100 g Auffüllen mit H ₂ O auf 4 l t ≥ R.T.	25%ig NaOH t = 85–90 °C T = 10 min 1 R.T. H ₂ SO ₄ 10 R.T. H ₂ O t = 80 °C T = 10 min neu- tralisieren in Na ₂ CO ₃ m. Methanol spülen	30%ig HCl t = 20 °C T = 15 min		„Pickling-Process“ 27,3% H ₂ SO ₄ 7,5% Na ₂ Cr ₂ O ₇ · 2 H ₂ O 65,2% H ₂ O t ≈ 20 °C T = 5 min					„Cyklisieren“ konz. H ₂ SO ₄ T = 4–60 min
—			korund- strahlen (150 SN) schleifen polieren spangebende Bearbeitung	korund- strahlen (150 SN)	spangebende Bearbeitung	schleifen korund- strahlen (150 SN)	schleifen korund- strahlen (150 SN)	schleifen	aufrauen	aufrauen	aufrauen

Binefestigkeit beobachtet. Daher muß angenommen werden, daß die mechanische Behandlung infolge ihrer reinigenden Wirkung (Beseitigung von Adsorptionsschichten) eine vollkommene Benetzung ermöglicht und andererseits infolge einer Oberflächenvergrößerung auch eine Erhöhung der wirksamen molekularen Haftstellen ergibt.

In Tafel 3 sind entsprechend dem augenblicklichen Entwicklungsstand zweckmäßige Klebflächenvorbehandlungsverfahren für die wichtigsten Konstruktionswerkstoffe zusammengestellt. Es zeigt sich, daß im allgemeinen jeder Werkstoff sowohl mechanisch als auch chemisch vorbehandelt werden kann. Allerdings sollen bei kerbempfindlichen Werkstoffen, wie z. B. die hochfesten Leichtmetall-Legierungen, mit Rücksicht auf die Dauerfestigkeit mechanische Verfahren vermieden werden. Von dieser Ausnahme abgesehen, wird also normalerweise die Entscheidung durch rein fertigungstechnische und wirtschaftliche Gesichtspunkte bestimmt werden.

Diese Überlegungen gelten insbesondere auch für die Verklebung von Stahl. Daher wurden für die geplanten Versuche beide Arten vorgesehen. Während als chemische Vorbehandlung bei dem Maschinenbaustahl und bei dem Flugzeugbaustahl das in Tafel 3 für Stahl angegebene Verfahren angewendet wurde, kamen bei dem nichtrostenden Stahl drei verschiedene zur Anwendung, die im folgenden mit „A“, „B“ und „C“ bezeichnet werden:

A:	50 G. T.	HCl konz.	$t = 60 - 65^{\circ} \text{C}$
	2 G. T.	H_2O_2 30%ig	$T = 10 \text{ min}$
	10 G. T.	Formalin	
	45 G. T.	H_2O	
B:	35 R. T.	$\text{Na}_2\text{Cr}_2\text{O}_7 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ gesättigt	$t = 70^{\circ} \text{C}$
	1000 R. T.	H_2SO_4	$T = 15 \text{ min}$
C:	15 G. T.	HF	$t = 20^{\circ} \text{C}$
	30 G. T.	HNO_3	$T = 2 \text{ min}$
	55 G. T.	H_2O	

Es stellte sich jedoch heraus, daß diese Verfahren durch das in Tafel 3 für nichtrostenden Stahl angegebene ersetzt werden können, welches wesentlich einfacher in der Anwendung ist.

Als mechanische Vorbehandlungsverfahren kamen neben den verschiedensten spangebenden Feinbearbeitungen vor allem auch Schmiegeln, Schleifen, Polieren und Sandstrahlen in Betracht. Da früher bereits entsprechende Versuche durchgeführt wurden [3], wurde hier mit Rücksicht auf die speziellen Belange des Stahlbaues nur das Sandstrahlen untersucht. Hierzu wurde das neuartige „Vacu-Blast“-Verfahren benutzt, ein völlig staubfreies Sandstrahl-Verfahren [5], [6]. Es zeichnet sich nicht nur dadurch aus, daß die gefährdeten Gesundheitsschädigungen des Bedienungspersonals nahezu vollkommen vermieden werden, sondern auch dadurch, daß Sandstrahlarbeiten sowohl in Werkstätten mit laufenden Maschinen als auch auf freien Baustellen völlig ohne Schutzmaßnahmen möglich sind. Aus diesen Gründen dürfte das Verfahren auch als Vorbehandlung der Klebflächen bei der Stahlverklebung, insbesondere bei Freiluft-Baustellen (z. B. Brückenbau) von großem Nutzen sein. Für die hier geplanten Versuche wurde ein „Vacu-Blast“-Gerät, Typ „Junior“ benutzt (Bild 1), als Strahlmittel Strahlkorund IV verschiedener Körnungen. Die Behandlung selbst wurde in einfachster Weise durchgeführt (Bild 2), mit vorheriger und anschließender Entfettung in Tetrachlorkohlenstoff.

2. Untersuchung der Verklebungsmöglichkeiten

2.1 Versuche mit Maschinenbaustahl St 00.23

Die mit diesem Werkstoff durchgeführten Verklebungsversuche beschränkten sich auf die Ermittlung der statischen Binefestigkeit im Zugscherversuch an einfachen Überlappungsverbindungen mit Prüfkörpern nach Bild 3 sowie auf die Ermittlung der Schälfestigkeit im Winkelblech-Schälversuch mit Prüfkörpern nach Bild 4. Die Technik der Prüfkörperherstellung und der Versuchsdurchführung wurde bereits ausführlich beschrieben [7].

In den Bildern 5 und 6 werden die Ergebnisse der ersten Untersuchungen zur Ermittlung des Einflusses der Oberflächenvorbehandlung bei Anwendung des Strahlens wiedergegeben. Während die verschiedenen Körnungen des Strahlmittels sowie auch die vergleichsweise benutzten Glas-Strahlperlen (etwa $100 \mu \phi$) auf die Binefestigkeit praktisch keinen Einfluß zeigen, wird ein solcher Einfluß unterschiedlicher Strahlmittel bei Betrachtung der Schälfestigkeit deutlich sichtbar. Die besten Festigkeitswerte werden bei Vorbehandlung mit Strahlkorund IV / Körnung 150 SN (Strahldruck



Bild 1. „Vacu-Blast“-Gerät, Typ Junior

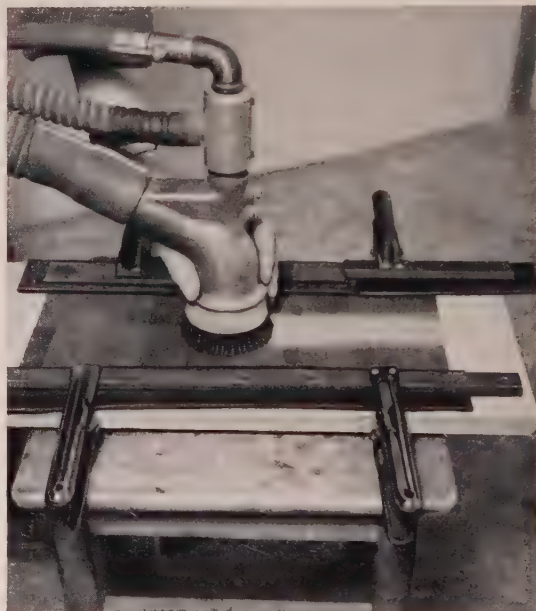


Bild 2. Strahlen von Fügeteilen mit dem „Vacu-Blast“-Gerät

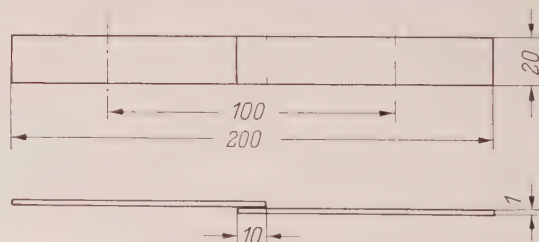


Bild 3. Prüfkörper für Zugscherversuche

$p = 4 \text{ at}$) erzielt, insbesondere mit dem Warmkleber „Araldit I“. Da hierbei auch die geringste Oberflächenbeanspruchung vorliegt, könnte dieses Strahlmittel allgemein empfohlen werden.

Die weiteren Untersuchungen befaßten sich mit der Eignung der einzelnen Bindemittel für die Stahlverklebung. Wie aus Bild 7 u. 8 zu entnehmen ist, sind hierfür sämtliche untersuchten Produkte geeignet, jedoch werden in einzelnen Fällen nur geringe Schälfestigkeiten erreicht. In Bild 7 ist vergleichsweise bei „Redux 775“ noch eine Versuchsreihe mit geheizter Klebfläche angegeben worden. Daraus ist ersichtlich, daß die Oberflächenvorbehandlung durch Strahlen dem chemischen Verfahren durchaus gleichwertig ist.

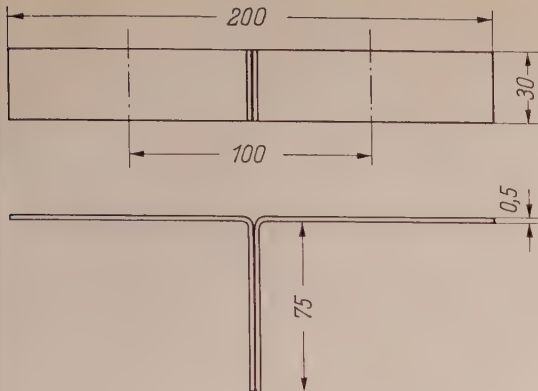
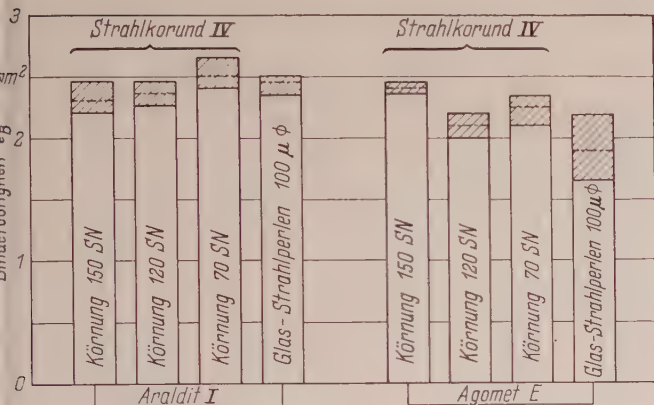
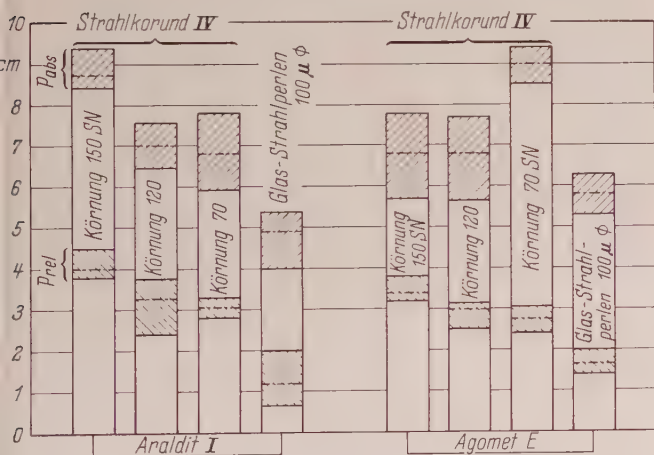


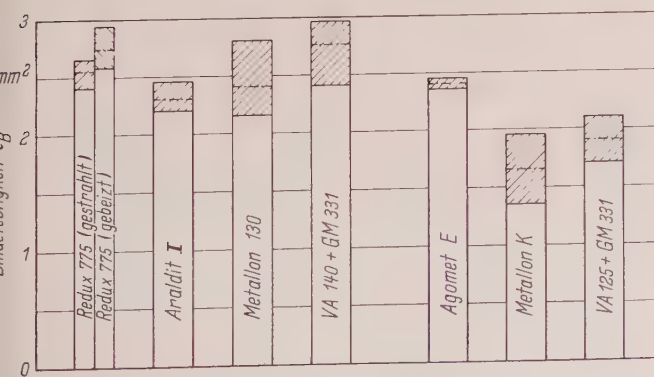
Bild 4. Prüfkörper für Schälversuche



5. Bindefestigkeit bei Stahl St 00.23 nach Oberflächenvorbehandlung mit verschiedenen Strahlmitteln



6. Schälfestigkeit bei Stahl St 00.23 nach Oberflächenvorbehandlung mit verschiedenen Strahlmitteln



7. Bindefestigkeit verschiedener Kleber bei Stahl St 00.23 nach Oberflächenvorbehandlung mit Strahlkorund IV-Körnung 150 SN

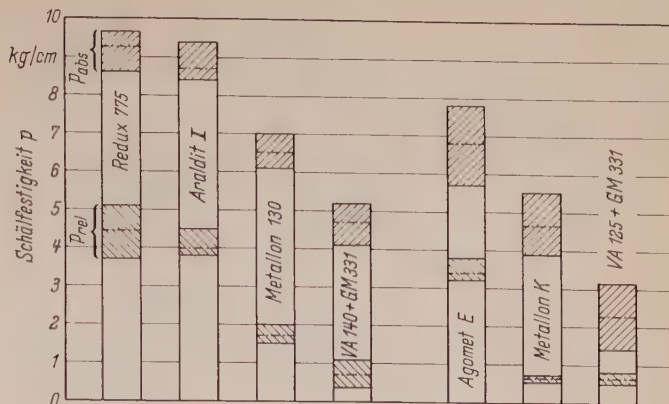


Bild 8. Schälfestigkeit verschiedener Kleber bei Stahl St 00.23 nach Oberflächenvorbehandlung mit Strahlkorund IV-Körnung 150 SN

Schließlich wurden noch einige Versuchsreihen zur Erfassung des Einflusses der Überlappungslänge durchgeführt. Hierbei wurden jedoch mit Rücksicht auf die weitere Auswertung die Oberflächen chemisch nach dem genannten Beizverfahren vorbehandelt. Wie Bild 9 zeigt, liegt auch hier die bekannte Abhängigkeit vor. Die übertragbare Bruchlast läßt sich wegen der ungleichförmigen Spannungsverteilung in der Klebschicht nur in gewissen Grenzen durch Vergrößerung der Überlappungslänge steigern. Dadurch ergibt sich der Abfall der Bindefestigkeit mit zunehmender Überlappung. — Die weitere Auswertung dieser Versuche erfolgt in Abschnitt 3.

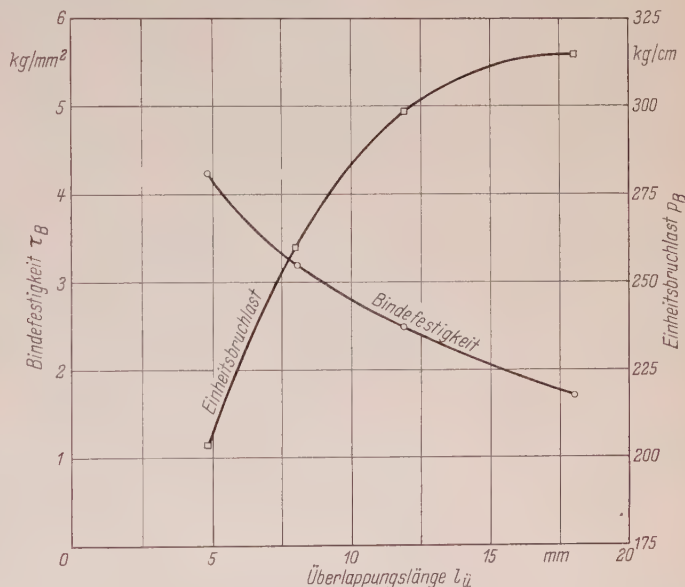


Bild 9. Bindefestigkeit und Einheitsbruchlast bei Stahl St 00.23 und „Redux 775“

2.2 Versuche mit Flugzeugbaustahl 27 MnCr V4

Die mit diesem Werkstoff durchgeführten Verklebungsversuche beschränkten sich auf die Ermittlung der statischen Bindefestigkeit im Zugscherversuch an einschnittigen Überlappungsverbindungen mit Prüfkörpern nach Bild 3. Schon bei früheren Untersuchungen wurde festgestellt, daß sich dieser Werkstoff gut verkleben läßt [3]. Aus Bild 10 ist zu entnehmen, daß mechanische und chemische Klebflächenbehandlungen etwa gleiche Bindefestigkeiten liefern. Bei mechanischer Feinstbearbeitung werden die höchsten Festigkeitswerte erzielt, jedoch ergibt sich auch bei nicht vorbehandelten Oberflächen (nur entfettet) schon eine relativ gute Festigkeit.

Bei diesem hochfesten Konstruktions-Werkstoff interessierte in besonderem Maße, welche Bindefestigkeiten bei verschiedenen Überlappungslängen und Blechdicken erreicht werden können. Die Ergebnisse der entsprechenden Versuchsreihen sind in den Bildern 11 und 12 zusammengestellt. Mit Rücksicht auf die weitere Auswertung, die analog zu den Untersuchungen mit Leichtmetall-Klebeverbindungen erfolgen sollte, wurden auch hier wieder die Klebflächen chemisch entsprechend dem angegebenen Beizverfahren vor-

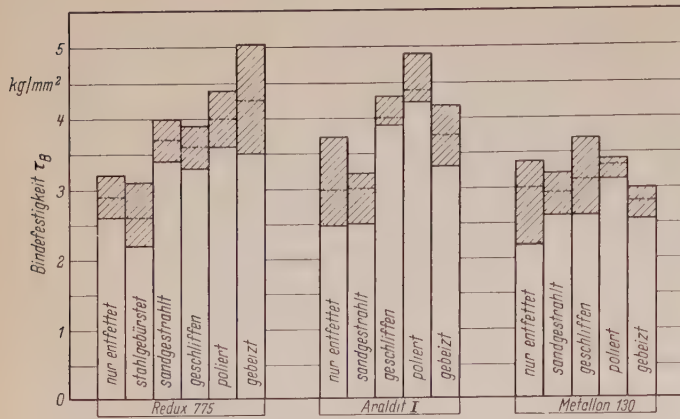


Bild 10. Bindefestigkeit bei Stahl 27 MnCr V 4 mit verschiedenen Bindemitteln und Oberflächen-Vorbereitungsverfahren

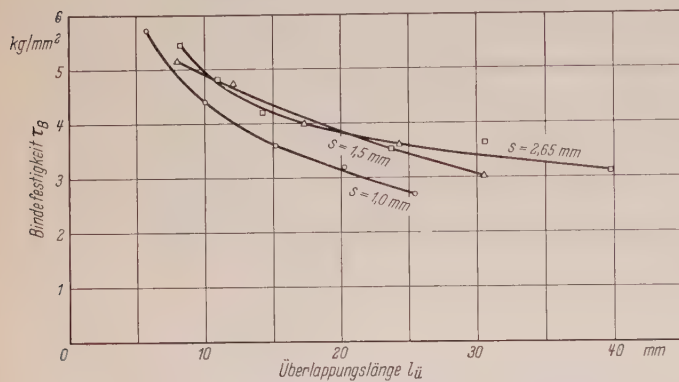


Bild 11. Bindefestigkeit in Abhängigkeit von der Überlappungslänge bei Stahl 27 MnCr V 4 und „Redux 775“

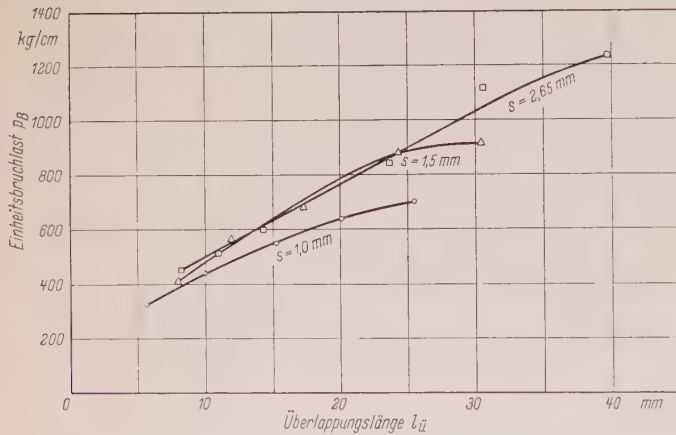


Bild 12. Einheitsbruchlast in Abhängigkeit von der Überlappungslänge bei Stahl 27 MnCr V 4 und „Redux 775“

behandelt. Bild 11 zeigt die Abhängigkeit der Bindefestigkeit von der Überlappungslänge und Bild 12 die der Einheitsbruchlast, beide mit der Blechdicke als Parameter. Es ergeben sich wieder die schon bekannten Verhältnisse, deren weitere Auswertung in Abschnitt 3 erfolgt. Die bei der Blechdicke $s = 2,65$ mm im Bereich mittlerer Überlappungslängen etwas zu niedrigen Bindefestigkeiten sind werkstoffmäßig bedingt. Die Oberfläche dieses Bleches war wegen Korrosionserscheinungen nicht völlig einwandfrei.

2.3 Versuche mit nichtrostendem Stahl X 5 CrNi 18 9 oder V-2 A

Auch in diesem Teil der Untersuchungen wurden zunächst nur grundlegende Versuche durchgeführt zur Ermittlung der statischen Bindefestigkeit im Zugscherversuch an einschnittigen Überlappungsverbindungen. Hierbei wurden ebenfalls Prüfkörper nach Bild 3 verwendet.

Die Ergebnisse der Verklebungsversuche mit verschiedenen Bindemitteln und Oberflächenbehandlungsverfahren zeigt Bild 13. Hieraus ist zu entnehmen, daß nichtrostender Stahl ohne Schwierigkeiten erfolgreich verklebt werden kann. Bemerkenswert ist, daß

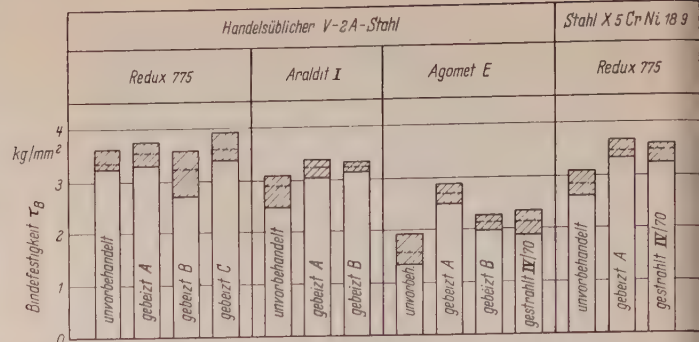


Bild 13. Bindefestigkeit von nichtrostendem Stahl bei verschiedenen Bindemitteln und verschiedener Oberflächenvorbehandlung

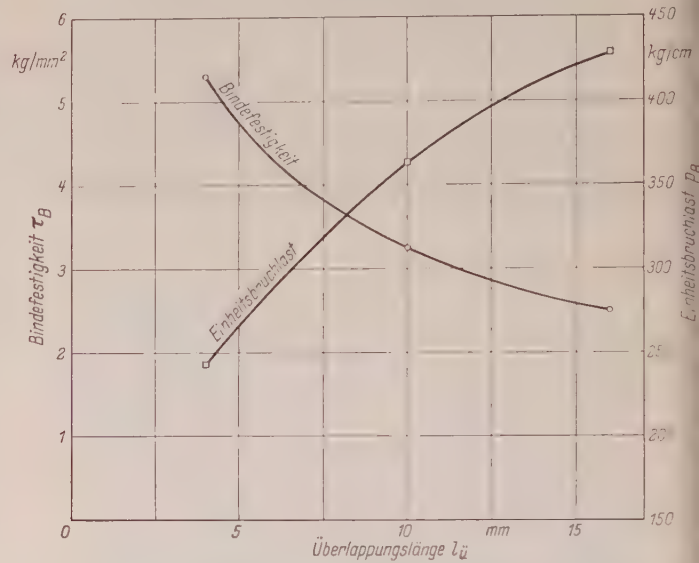


Bild 14. Bindefestigkeit und Einheitsbruchlast bei Stahl V-2 A und „Redux 775“

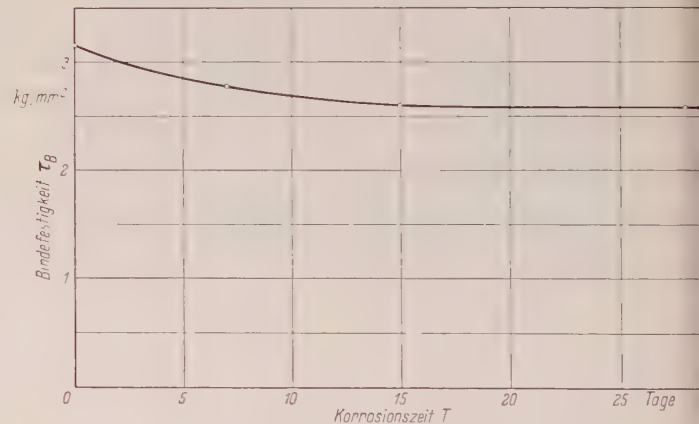


Bild 15. Bindefestigkeit bei Salzwasserkorrosion, Stahl V-2 A, „Redux 775“

auch bei nicht vorbehandelten Fügeteilen (nur entfettet) eine gute Bindefestigkeit erzielt wird. Damit ergibt sich die Frage, ob eine Vorbehandlung mit den bis jetzt bekannten Verfahren überhaupt sinnvoll ist. Es sei aber darauf hingewiesen, daß die Vorbehandlung zumindest eine vollständige Reinigung der Klebflächen gewährleisten. Andererseits kann aber nach diesen Ergebnissen vermutet werden, daß mit den bisherigen Verfahren noch keine optimalen Adhäsionsverhältnisse verwirklicht werden konnten, zumal immer wieder mehr oder weniger stark ausgeprägte reine Adhäsionsbrüche beobachtet wurden. Mit den weiteren bereits laufenden Untersuchungen soll versucht werden, diese Frage zu klären, wenn auch vergleichbare ausländische Versuchsergebnisse ähnliche Festigkeitsergebnisse zeigen, wie sie hier bis jetzt erreicht wurden.

Mit weiteren Versuchsreihen wurde auch hier wieder der Einfluß der Überlappungslänge auf die Bindefestigkeit untersucht. Für die Vorbehandlung der Klebflächen wurde ebenfalls ein chemisches Verfahren gewählt, und zwar das vorher mit „A“ bezeichnete. D

Versuchsergebnisse werden in Bild 14 wiedergegeben, sie zeigen den gleichen bekannten Zusammenhang zwischen Binde-
festigkeit und Einheitsbruchlast und Überlappungslänge.
Bei diesem Werkstoff interessiert in besonderem Maße die Korrosionsbeständigkeit der Klebverbindungen gegenüber den ver-
wendeten Agenzien. Daher wurden zum Beginn eines lang-
fristigen Versuchsprogramms zunächst Wechsellastversuche in Salz-
wasser (3 % NaCl) durchgeführt. Der hierbei verwendete Prüf-
körper entsprach wieder Bild 3, während das Prüfverfahren bereits
bekannt wurde [7]. Das Ergebnis dieser Untersuchung ist aus
Bild 15 zu ersehen. Nach einem anfänglichen Abfall der Binde-
festigkeit ergibt sich schon bei 15 Tagen Tauchzeit ein Endwert,
der um 17 % unter dem Ausgangswert liegt. Daraus ist zu ent-
nehmen, daß bei Einwirkung von Salzwasser auf eine Klebverbin-
dung mit einer gewissen Festigkeitsminderung gerechnet werden
muß, wenn auch das hier verwendete Bindemittel „Redux 775“ sich
allgemeinen durch eine gute Beständigkeit auszeichnet. Diese
Versuchsergebnisse können aber zunächst nur rein orientierenden
Charakter haben.

Untersuchung der Dimensionierungs-Möglichkeiten

Erfassung des Festigkeitsverhaltens

Die vorhergehenden Untersuchungen der Abhängigkeit der Binde-
festigkeit von der Blechdicke und Überlappungslänge bei den
Werkstoffen St 00.23 und 27 MnCr V 4 (siehe Bild 9 u. 11) werden
hier einmal zusammenfassend in Bild 16 wiedergegeben. Hierbei
wird die Bindefestigkeit in Abhängigkeit vom Gestaltfaktor
 $\frac{\sqrt{s}}{l_u}$ [mm^{-0,5}] dargestellt, der die Einflüsse von Blechdicke und
Überlappungslänge zusammenfaßt. Unter Berücksichtigung einer
möglichen Abweichung von ± 18 % ergibt sich damit eine ein-
deutige Möglichkeit, für die verschiedensten Abmessungen von ein-
seitigen Überlappungsverbindungen die jeweils erreichbaren
Bindefestigkeiten ablesen zu können. Eine solche Darstellung kann
für den Konstrukteur sehr nützlich sein.
Andererseits ist aber auch zu erwarten, daß Möglichkeiten für
eine rechnerische Ermittlung der Bindefestigkeit vorhanden sind.
Entsprechendes Literaturstudium zeigt, daß in den letzten
Jahren eine ganze Reihe von theoretischen Arbeiten er-
schienen ist. Obwohl diese Arbeiten wichtige Ansatzpunkte liefern
und interessante Zusammenhänge nachweisen, so sind sie doch für
eine praktische Anwendung in der Konstruktion wenig geeignet.
Aus diesen Gründen wurden ausgehend von den theoretischen Ar-
beiten systematisch experimentelle Untersuchungen an einschnitt-
igen Leichtmetallklebverbindungen durchgeführt. Die Auswertung
führte zu einer relativ einfachen Darstellung derartiger Versuchs-
ergebnisse und zugleich zur Erfassung des Festigkeitsverhaltens
[9].

Danach ergibt sich für die Bindefestigkeit:

$$\tau_B = f(f); \quad f = \frac{\sqrt{s}}{l_u} \text{ [mm}^{-0,5}\text{]},$$
$$\tau_B \sim f^{0,5},$$
$$\tau_B = a \sqrt{f} \pm 18\% \text{ [kg/mm}^2\text{]}.$$

Die Proportionalitätsfaktoren ergeben sich bei „Redux 775“ zu:

$$a = 13,7 \text{ [kg/mm}^{1,75}\text{]} \quad \text{für 27 MnCr V 4,}$$
$$a = 8,7 \text{ [kg/mm}^{1,75}\text{]} \quad \text{für St 00.23.}$$

Abhängigkeit von Fügeteilwerkstoff und Klebstoff

Zur Erfassung der Einflüsse des Fügeteilwerkstoffes wurden zu-
sätzlich die Versuchsergebnisse der erwähnten Leichtmetallver-
bindungen mit gleichem Bindemittel herangezogen. Hierbei mußten
konstante Adhäsionsverhältnisse durch Einhalten „maximaler Haft-
festigkeit“ und „optimaler Oberflächenvorbereitung“ vorausgesetzt
werden. Der ersten Bedingung wird dadurch entsprochen, daß nur
solche Kleber-Fügeteil-Kombinationen betrachtet werden, die eine
maximale Adhäsion ergeben, während die zweite durch gleiche
Oberfläche und Rauigkeit der Oberflächen (gleichartige Vorbehand-
lungsverfahren: hier z. B. chemisch durch Beizen) sowie „optimalen
Überlappungsgrad“ (für jeden Werkstoff das günstigste Verfahren)
wirklicht wird. Wie aus Bild 16 entnommen werden kann, zeigt

Die Dimension für „a“ ergibt sich aus der Beziehung

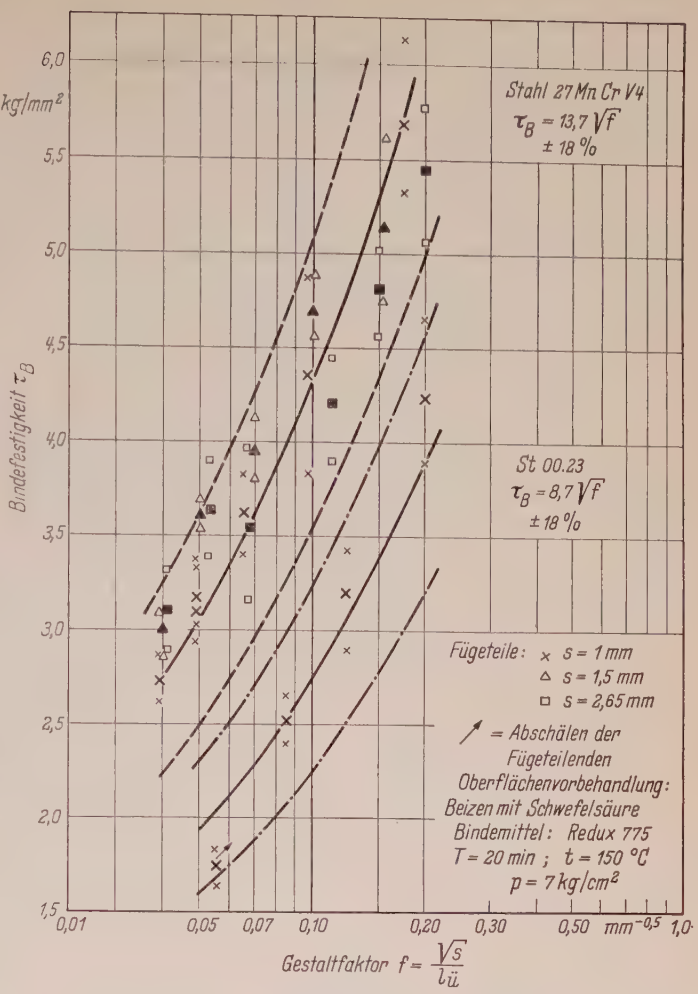


Bild 16. Bindefestigkeit einer einfach überlappten Klebverbindung in Abhängigkeit vom Gestaltfaktor

sich eine Abhängigkeit der Bindefestigkeit von der Zugfestigkeit
des Fügeteilwerkstoffes. Sie läßt sich einfach ausdrücken als Ab-
hängigkeit des Proportionalitätsfaktors a (in der Beziehung
 $\tau_B = a \sqrt{f}$) von der Werkstoff-Zugfestigkeit σ_B (Bild 17). Damit
ergibt sich:

$$a_F = f(\sigma_B),$$
$$a_F = 0,934 \cdot (\sigma_B)^{0,635} \text{ [kg/mm}^{1,75}\text{]}.$$

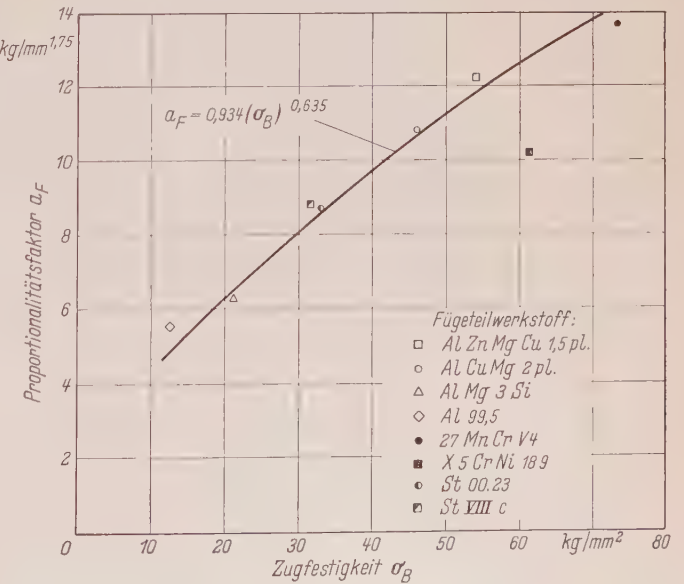


Bild 17. Proportionalitätsfaktor a_F in Abhängigkeit von der Fügeteil-Zugfestigkeit σ_B bei „Redux 775“

Ebenso interessierte der Einfluß des Klebstoffes bei gleichem Füge­teilwerkstoff. Nach den oben­erwähnten Versuchsergebnissen mit Leichtmetall-Kle­bverbindungen ergab sich auch hierfür eine eindeutige Ordnung. Diese Abhängigkeit vom Kleber ließ es zweck­mäßig erscheinen, einen „Klebstoff-Schubkennwert“ zu suchen, der ermittelt wurde zu [9], [10]:

$$\kappa_s = \frac{\tau_{\max}}{\sqrt{G}} \left[\text{kg}^{0,5}/\text{mm} \right].$$

Damit kann die Abhängigkeit der Binde­festigkeit vom Kleber ausgedrückt werden als Abhängigkeit des Proportionalitätsfaktors a (in der Beziehung $\tau_B = a \sqrt{f}$) vom Kleber-Schubkennwert κ_s (Bild 18). Es ergibt sich damit:

$$\begin{aligned} a_K &= f(\kappa_s), \\ a_K &= 50 \kappa_s - 16,7 \left[\text{kg}/\text{mm}^{1,75} \right]. \end{aligned}$$

Die für den Kleber charakteristischen Werte von Schubfestigkeit τ_{\max} und Gleitmodul G wurden an der reinen ausgehärteten Sub­stanz ermittelt, um schädliche Einflüsse durch die Adhäsionsverhält­nisse oder durch die Füge­teilverformungen zu vermeiden [4], siehe Tafel 4.

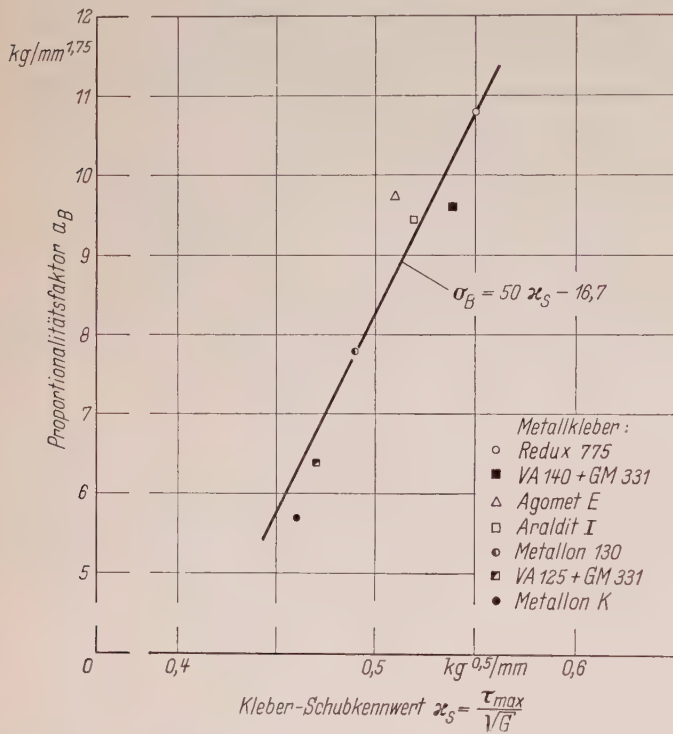


Bild 18. Proportionalitätsfaktor a_B in Abhängigkeit vom Kleber-Schubkennwert κ_s bei AlCuMg 2 pl.

Tafel 4. Festigkeits- und Elastizitätseigenschaften einiger hochfester Metallkleber-Substanzen*)

Metallkleber		Schubfestigkeit τ_{\max} [kg/mm ²]	Zugfestigkeit σ_{\max} [kg/mm ²]	Gleitmodul G [kg/mm ²]	Elastizitätsmodul E [kg/mm ²]
Wärmeausgehärtende Metallkleber	Redux 775	6,0	7,1	120	335
	Araldit I	5,3	3,7	105	315
	Metallon 130	6,0	7,0	150	410
	Versamid 140 mit GM 331	4,7	5,9	75	240
Kalttausch-Metallkleber	Metallon K	4,8	4,2	110	285
	Agomet E	4,8	3,9	88	270
	Versamid 125 mit GM 331	4,1	5,5	75	235

*) Nach neueren Versuchsergebnissen ist eine Änderung verschiedener Werte notwendig [10].

3.3 Binde­festigkeit von einschnittigen Über­lappungen

Nachdem die einzelnen Abhängigkeiten geklärt sind, interessiert nun die Zusammenfassung der Teilergebnisse, um die Binde­festigkeit im allgemeinen Falle (beliebige Klebstoffe und Füge­teilwerkstoffe) erfassen zu können. Es ist leicht zu übersehen, daß sich hierfür folgende einfache Beziehungen ergeben [8]:

$$\tau_B = a \sqrt{f} \pm 18\% \left[\text{kg}/\text{mm}^2 \right],$$

$$a = \frac{a_F \cdot a_K}{a_N} \left[\text{kg}/\text{mm}^{1,75} \right],$$

$$a_N = 10,8 \left[\text{kg}/\text{mm}^{1,75} \right] \text{ für „Redux 775“, AlCuMg.}$$

Die erforderliche Überlappungslänge l_u ergibt sich dann aus der zweiten Bedingung $\tau_B = \frac{P}{l_u \cdot b}$ zu:

$$l_{u\text{erf}} = \frac{P_B^2}{a^2 \cdot \sqrt{s} \cdot b^2} \pm 18\% \left[\text{mm} \right].$$

Die Größe $a_N = 10,8$ kann hier als eine zur Erleichterung einge­führte Konstante betrachtet werden. Sie ist aber ebenso einfach zu ermitteln; denn für Füge­teilwerkstoff AlCuMg 2 pl. ergibt sich $a_F = 10,8$ und für Kleber „Redux 775“ $a_K = 10,8$. Damit gilt also in diesem Fall, der als Normalfall betrachtet werden kann, die Be­ding­ung:

$$a_F = a_K = a_N = 10,8.$$

Die Abhängigkeiten des Proportionalfaktors a lassen sich in ein­facher Weise graphisch darstellen (Bild 19). Sie wurden durch viele Kontrollversuche überprüft. Mit Hilfe der Beziehung $\tau_B = a \sqrt{f}$ kann somit die Binde­festigkeit einer einschnittigen Überlappungs­verbindung im allgemeinen Falle bestimmt werden.

Die Voraussetzungen für die Anwendung sind optimale Adhäsions­verhältnisse (Haftfähigkeit und Oberflächenvorbehandlung) sowie die Kenntnis der Kleber-Größen τ_{\max} und G . In Bild 19 sind ver­gleichsweise zu den rechnerischen Kurven sämtliche bisher vor­handenen Versuchswerte (Mittelwerte von jeweils 10 Prüfkörpern) eingetragen worden. Die einzige unzulässige Abweichung bei X 5 CrNi 18 9 ist ganz eindeutig auf ungenügende Adhäsion zurückzu­führen, ähnlich wie bekannterweise bei Verklebung von Bunt­metallen mit „Redux 775“.

Das hier erläuterte Verfahren, das nach den ausgewerteten Er­gebnissen der experimentellen Untersuchungen entwickelt wurde, ist zunächst nur zur Darstellung derartiger Versuchsergebnisse be­stimmt. Grundsätzlich könnte es aber auch zur ersten entwurfs­mäßigen Bemessung von Klebverbindungen dienen. Wenn ein solches Verfahren auch vorläufig kaum zur endgültigen Dimensionierung in der Konstruktion herangezogen werden würde, so könnte es je­doch von Nutzen sein zur orientierenden Vorausbestimmung der erzielbaren Binde­festigkeit bei neuen Füge­teilwerkstoffen oder Klebstoffen, wenn noch keine oder nur ungenügende experimentelle Ergebnisse vorliegen. Ebenso könnte es die notwendigen praktischen Versuche auf ein Mindestmaß zu beschränken gestatten.

Wie schon erwähnt, wird sich die konstruktive Bemessung von Klebverbindungen in der Praxis zunächst nicht allein auf ein Ver­fahren wie oben oder auf ähnliche Verfahren stützen. Vielmehr sollten zuverlässige Unterlagen durch mehrfach wiederholte prak­ti­sche Versuche geschaffen werden. Wenn z. B. in einer Firma nur ein bestimmter Füge­teilwerkstoff oder Klebstoff verwendet wird, lassen sich nach einer gewissen Anlaufzeit die erreichbaren Festig­keitswerte graphisch zusammenstellen [9].

Die dem hier beschriebenen Bemessungsverfahren anhaftende Ungenauigkeit von $\pm 18\%$ natürlicher Abweichung mag unbefriedigend erscheinen. Es ist jedoch zu bedenken, daß die zugrunde liegenden experimentellen Untersuchungen mit Prüfkörpern von 20 mm Breite durchgeführt wurden. Dadurch ist eine relativ große natürliche Streuung bedingt, die sich in der Praxis sicherlich ver­mindert. Für den Konstrukteur ist auch nur die negative Abweichung von Interesse, die durch einen Gütefaktor $\eta = 0,8$ (bei optimaler Verarbeitung) berücksichtigt werden kann. Damit ergibt sich die sichere Binde­festigkeit, wenn zunächst von der im Flugzeugbau üblichen 1,5fachen Sicherheit gegen Bruch ausgegangen wird, zu:

$$\tau_{B\text{zul}} = \frac{\eta}{\nu} \cdot \tau_B = \frac{0,8}{1,5} \cdot \tau_B = 0,53 \tau_B.$$

Das bedeutet also, daß
a mit der Hälfte der
gemein erzielten mitt-
en Bruchfestigkeits-
te gerechnet werden
sollte. Wie die Ergeb-
e von entsprechenden
-suchen zeigen, ist eine
artige Annahme be-
tigt [8], jedoch muß
se Frage noch ein-
end weiterbehandelt
werden.

Die bisherigen Ausführ-
gen beschränken sich
Zwischenergebnis ei-
größeren Untersu-
ungsaufgabe ausschließ-
auf die einschnitt-
Überlappingsverbin-
ng. In der Praxis dürf-
aber andere Ver-
edungsformen ebenso
a Bedeutung sein. Dar-
wurden entsprechende
tersuchungen zur Er-
esung des Festigkeits-
haltens aller interes-
sierenden Verbindungs-
men unter statischer
Schubbeanspruchung
durchgeführt. Diese Un-
tersuchungen sind inzwi-
schen zum Abschluß ge-
kommen, und es wurde
schon bereits darüber be-
richtet [10]. Hiernach er-
scheint es sich als notwen-
dig, einige Begriffsände-
rungen vorzunehmen und
die einschnittige Überlap-
pung als sekundäres Pro-
blem aufzufassen, wäh-
rend primär eine „sym-
metrische“ Verbindungs-
form (z. B. eine zwei-
schnittige Überlappung)
in Betracht wurde. Damit
ist eine vollständige Er-
fassung des Festigkeits-
haltens der verschie-
densten Verbindungsformen für Schubübertragung möglich.

Zusammenfassung

Die Ergebnisse der hier beschriebenen Untersuchungen zeigen, daß
eine erfolgreiche Verklebung von Stahl möglich ist. Hierbei können
ne Kenntnisse und Erfahrungen aus der Aluminium-Verklebung
ernommen werden. Durch andere Werkstoffeigenschaften und
andere Einsatzfälle kommen jedoch neue Faktoren hinzu. So kann
ein Strahlen mit Strahlkorund nach dem „Vacu-Blast“-Verfahren als
ein sehr zweckmäßiges Klebflächenvorbehandlungs-Verfahren be-
achtet werden.

Die weiteren Untersuchungen des Festigkeitsverhaltens gestatten
Möglichkeiten für die Dimensionierung zu finden. Um zur Er-
fassung neuer Fügeteilwerkstoffe und Klebstoffe eine möglichst
weite Grundlage zu schaffen, werden die Ergebnisse von Leicht-
metall-Klebverbindungen herangezogen. In Verbindung mit zuver-
lässigen Nomogrammen für spezielle Einsatzfälle kann das hier
äußerte empirische Bemessungsverfahren sehr nützlich sein.
Es soll versucht werden, jedem Konstrukteur die eigene Be-
teiligung zu ermöglichen, wenn ihm bestimmte Angaben über
Adhäsionsverhältnisse und Klebstoff-Kennwerte von den Hersteller-
men geliefert werden [10].

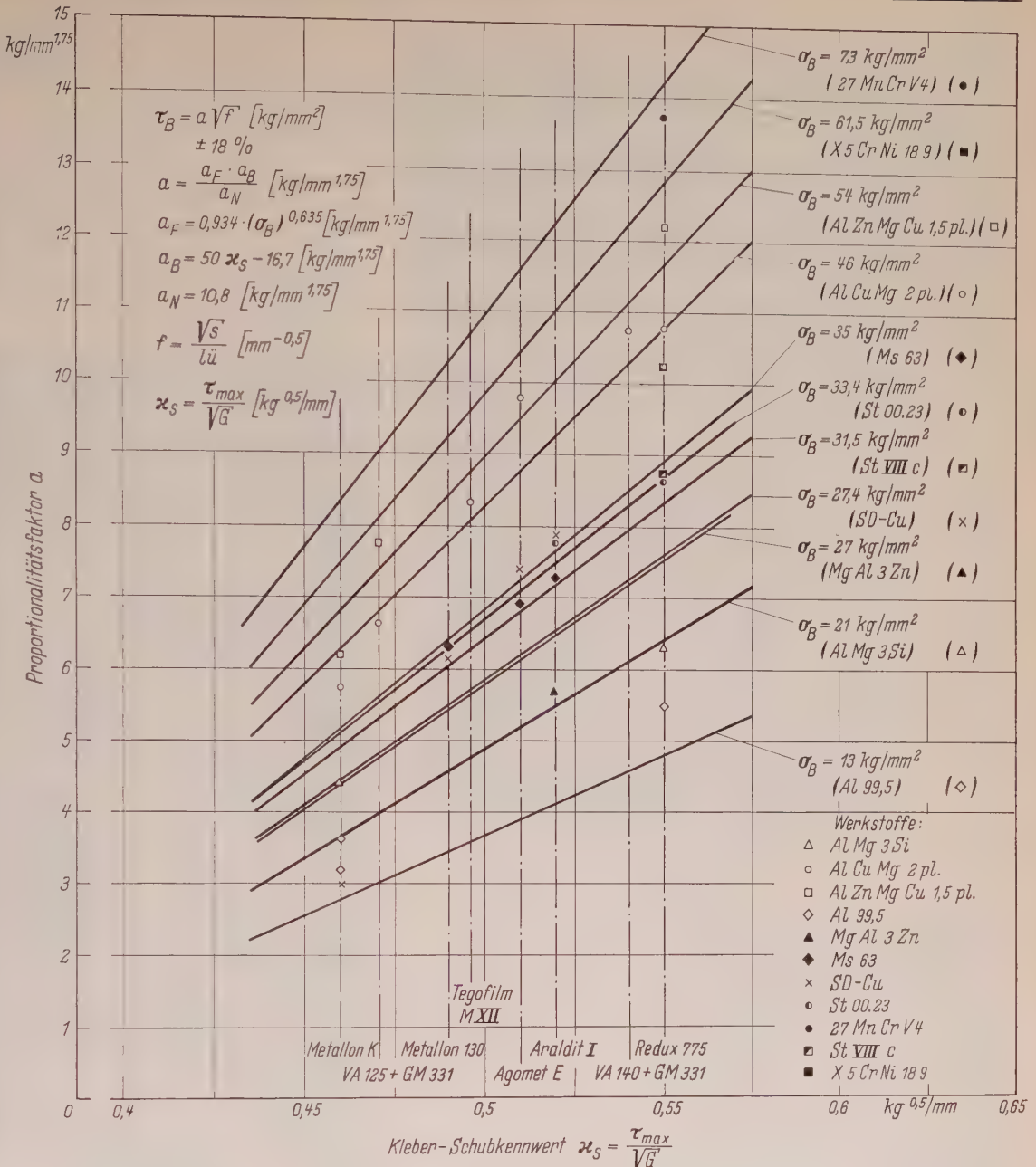


Bild 19. Proportionalitätsfaktor a in Abhängigkeit vom Kleber-Schubkennwert τ_s mit Fügeteil-Festigkeit σ_B als Parameter

Schrifttum

- [1] Dörnen, A., und Trittler, G.: Neue Wege der Verbindungstechnik im Stahlbau. Der Stahlbau 25 (1956) H. 8, S. 181/184.
- [2] Möhler, K.: Kleben von Stahl mit Kunstharzklebern. VDI-Zeitschrift 101 (1959) H. 1, S. 1/8.
- [3] Winter, H., und Meckelburg, H.: Die Klebtechnik von Schwermetall- und Nichtmetall-Werkstoffen. Schweißen und Schneiden 10 (1958) H. 11, S. 423/433.
- [4] Winter, H., und Meckelburg, H.: Zur Entwicklung der hochfesten Bindemittel für Metallverklebung vom Standpunkt der Anwendung. Adhäsion 1 (1960) H. 1, S. 1/9; H. 2, S. 59/64; H. 3, S. 115/120.
- [5] Staubfreies Sandstrahlen in der Industrie. Industrieurkurier 18 (1954) S. 79.
- [6] Bernards, A.: Anlagen für staubfreies Sandstrahlen. Blech (1957) H. 2.
- [7] Ackermann, H.: Vergleichende Betrachtungen über die technischen Einrichtungen zum Sandstrahlen von Stahlkonstruktionen. Stahlbau 28 (1959) H. 5, S. 135/37.
- [8] Winter, H., und Meckelburg, H.: Beitrag zur Entwicklung normungsfähiger Prüfverfahren für Metallklebverbindungen. Aluminium 35 (1959) H. 1, S. 21/28; H. 4, S. 192/196.
- [9] Winter, H., und Meckelburg, H.: Zur Festigkeit von schubbeanspruchten einschnittig überlappten Leichtmetall-Klebverbindungen. Bericht F 60—06. Institut für Flugzeugbau der DFL 1960, 129 S. (nicht veröffentlicht).
- [10] Winter, H., und Meckelburg, H.: Festigkeitsverhalten und Dimensionierungsmöglichkeiten von einschnittig überlappten Metallklebverbindungen. Bericht F 60—03. Institut für Flugzeugbau der DFL 1960, 13 S., 1 T., 16 A. (nicht veröffentlicht).
- [11] Meckelburg, H.: Bericht über die Metallkleb-Forschungsarbeiten im Institut für Flugzeugbau der DFL Braunschweig. Vortrag bei der Tagung „Metallkleben“ am 20. Oktober 1960 im H. d. T., Essen

Belastungsannahmen für Antennenträger im Falle Vereisung

Von Ingenieur Fritz Staiger, Augsburg

DK 624.042

1. Einleitung

Der um 1950 beginnende und heute abgeschlossene Ausbau des Ultrakurzwellen-Sendernetzes und der vor wenigen Jahren in Angriff genommene Bau von Fernseh-Sendern haben eine Vielzahl von Antennenträgern in Form von freistehenden Stahlgittertürmen oder abgespannten Stahlrohr- und Stahlgittermasten entstehen lassen. Um möglichst ausgedehnte Gebiete mit den Ultrakurzwellen- und Fernsehprogrammen versorgen zu können, befinden sich die Standorte dieser Bauwerke im Süden Deutschlands meist auf Mittelgebirgshöhen und auf Gipfeln des Alpenvorlandes, wo größtenteils mit starker Vereisung gerechnet werden muß. Vergleicht man nun die statischen Berechnungen dieser Antennenträger, so stellt sich heraus, daß von den Herstellerfirmen im Falle „Vereisung“ sehr unterschiedliche Belastungsannahmen getroffen wurden. Hierfür einige Beispiele:

a) Als Staudruck für ungünstige Verhältnisse wird nach DIN 1055 Blatt 4 $q = 130 \text{ kg/m}^2$ gewählt. Die diesem Staudruck entsprechende Windgeschwindigkeit von 167 km/h (unter Berücksichtigung der Luftdichte in 1000 m über Meereshöhe) tritt in Deutschland, abgesehen von wenigen Ausnahmen wie Zugspitze und Feldberg (Schwarzwald) überhaupt nicht auf. Mit diesem Staudruck ist deshalb auch die Mehrbelastung aus Vereisung abgegolten.

b) Maximale Vereisung und höchster Staudruck ($q = 130 \text{ kg/m}^2$) treten nicht gleichzeitig auf. Eine Überlagerung der beiden Belastungen ist deshalb nicht erforderlich.

c) Es wird mit einem Staudruck von $q = 200 \text{ kg/m}^2$ gerechnet. Mit der Erhöhung gegenüber $q = 130 \text{ kg/m}^2$ nach DIN 1055 Blatt 4 ist die zusätzliche Belastung aus Vereisung berücksichtigt.

d) Die Dicke des Vereisungsmantels wird mit 5 cm angenommen und auf die so vergrößerte Windangriffsfläche ein Staudruck von $q = 50 \text{ kg/m}^2$ angesetzt, der in 1800 m über Meereshöhe des Antennenträger-Standortes einer Windgeschwindigkeit von 108 km/h gleichkommt.

e) Fachwerkbreiten des Antennenträgers $\leq 5,0 \text{ m}$ sind als geschlossene vereiste Flächen in Rechnung zu setzen. Fachwerkstäbe in nicht durch Vereisung geschlossenen Flächen vereisen auf einen Durchmesser von $D = b + 2 \times 10$, worin b die Projektion des Profils in Windrichtung in [cm] ist. Auf den so vereisten Antennenträger wirkt ein Staudruck von $q = 130 \text{ kg/m}^2$, entsprechend einer Windgeschwindigkeit von 167 km/h. (Diese Festlegung wurde für einen Winkelstahl-Gittermast getroffen.)

Als Folge dieser erheblichen Unterschiede in den Belastungsannahmen entstehen Angebote für Antennenträger, die nicht vergleichbar sind. Günstige Vereisungsannahmen ergeben die niedrigsten Preise, aber eine Gefahr für die Sicherheit des Bauwerkes. Demgegenüber bringen Annahmen, die der wirklich auftretenden Vereisung nahekommen, erhöhte, jedoch gerechtfertigte Mehrkosten. Bei übertriebenen Belastungsannahmen im Falle Vereisung entstehen durch Überdimensionierung der Querschnitte stark überhöhte Gewichte der Konstruktion und damit Unwirtschaftlichkeit.

Einige Beispiele mögen das erläutern:

Im Jahre 1954 wurde in 1800 m über Meereshöhe ein Antennenträger für FS-Bereich-III- und UKW-Antennen erstellt. Nachdem Erfahrungen über die Vereisung von FS-Bereich-III-Antennen nicht vorlagen, erfolgten die Belastungsannahmen für Vereisung nach d) (siehe oben). Der darauf folgende Winter zeigte jedoch, daß die in Wirklichkeit auftretende Vereisung die getroffene Annahme von 5 cm Dicke weit übertrifft. Das Reflektorgitter der FS-Bereich-III-Antenne war durch einen Raufrostbelag mit 30 cm Dicke vollkommen geschlossen (Bild 1). Die erforderliche Sicherheit für den Antennenträger wurde durch die nahezu verdreifachte Last aus FS-Antennen wesentlich unterschritten.

Für einen Antennenträger in Winkelstahlgitter-Ausführung mit einer Standorthöhe von 1700 m über NN wurden im Jahre 1955 Vereisungsannahmen nach e) getroffen. An Hand späterer Beobachtungen mußte jedoch festgestellt werden, daß sich Konstruktions-

breiten von 5,0 m niemals durch Raufrostbelag zu einer voll vereisten Fläche schließen, sondern daß dies erst bei einer Turmwandbreite $\leq 1,20 \text{ m}$ eintritt. Die aus der stark verringerten Windlast auf den Turm ermittelten Beanspruchungen der Fachwerkstäbe unterschreiten die zulässige Spannung wesentlich, so daß das Bauwerk als überdimensioniert und deshalb als unwirtschaftlich bezeichnet werden muß.



Bild 1. Vereiste Bereich-III-Fernsehantenne in 1800 m über NN

Als letztes Beispiel soll ein 50 m hoher, in drei Ebenen abgespannter Blechrohrmast genannt werden, der als Provisorium in 1000 m über Meereshöhe erstellt wurde. Er hatte die Aufgabe, seitlich unterhalb der Mastspitze, untereinander angeordnet, zwei FS-Bereich-III-Antennen zu tragen. Dieser Mast stürzte bei starker Vereisung an den Antennen, auf die ein Wind mit einer Geschwindigkeit von 100 km/h wirkte, infolge Abreißen einer unteren Abspannung in sich zusammen. Für das Versagen ist eindeutig die Vernachlässigung der Vereisung bei der Dimensionierung verantwortlich zu machen.

Aus diesen Gründen ist es notwendig, allgemein verbindliche Festlegungen für den Belastungsfall „Vereisung“ zu treffen, die Angebote auf einheitlicher Basis ermöglichen. Die Durchführung dieser Aufgabe erfordert die Beantwortung der Fragen:

Wie groß ist das Ausmaß der Vereisung, das heißt die Vergrößerung der Windangriffsfläche von Antennenträgern und Antennen bei Vereisung,

wie groß ist das spezifische Gewicht der Vereisung,

wie groß ist der Staudruck oder die Windgeschwindigkeit, die auf den vereisten Antennenträger wirkt, kurz diskutiert seien.

Ausmaß der Vereisung

Unter „Vereisung“ soll ein Belag aus Rauheis, Rauhfrost oder Eis verstanden werden, der sich auf den Konstruktionselementen von Antennenträgern und Antennen absetzt.

Vereisung an Abspannseilen von Antennenträgern

Eisbildung tritt in der Hauptsache an runden Querschnitten aller Dimensionen auf, die im ungestörten Luftstrom liegen, was in erster Linie auf die Abspannseile von Antennenträgern zutrifft. Eine weitere Voraussetzung ist sehr feuchte Luft und Temperaturen um den Gefrierpunkt und darunter, wie beispielsweise des Feldberg (Schwarzwald) beobachtet wurde. Die Seile weisen, da sie aus mehreren Litzen und diese wiederum aus einzelnen Drähten bestehen, auch eine raue Oberfläche und so einen vorzüglichen Haftgrund für die Eisablagerung auf. Wie der Deutsche Wetterdienst beobachtet, nimmt das Vereisungsgewicht pro laufenden Meter und damit die Dicke des Eismantels zunehmendem Seildurchmesser ab (Bild 2 und 3). Dies ist auf ungünstigeren Windbeiwert zurückzuführen, der nach DIN 1055 mit 4 für $d/q \geq 1$, $c = 0,7$, dagegen für $d/q \leq 1$, $c = 1,2$ wird. Die starke Abbremsen des Luftstromes bei großem c -Wert ermöglicht offensichtlich eine starke Eisablagerung auf dem Seil, während bei kleinem c geringere Eisdicken abgesetzt werden. Die Vereisung an Abspannseilen kann bei ungünstigsten Voraussetzungen einen Ausmaß annehmen, das die Verwendung abgespannter Antennenträger ausschließt (Feldberg/Schwarzwald). Da sich Eisablagerungen schon bei geringer Windgeschwindigkeit bilden können (siehe Tafel 1) ist eine Bewegung des vereisten Seiles und damit Absplittern des abgesetzten Eises nicht in jedem Falle zu erwarten.

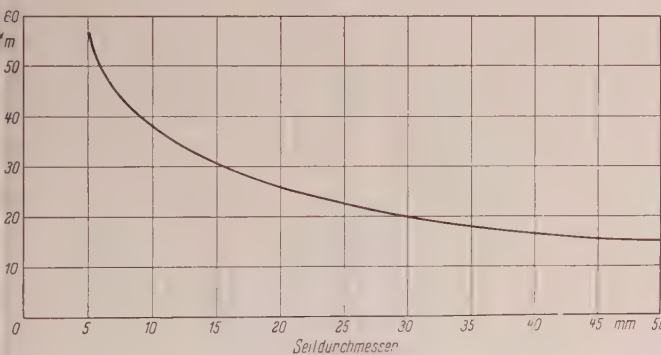


Bild 2. Metergewichte der Vereisung an Abspannseilen

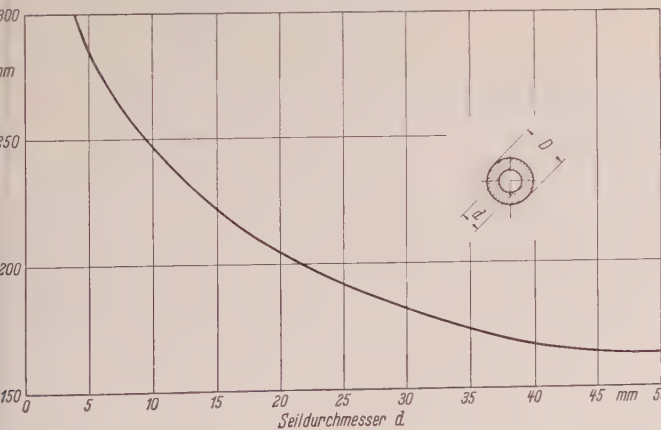


Bild 3. Durchmesser D der Vereisung an Abspannseilen

Vereisung an Fachwerkkonstruktionen in Winkelstahl-Ausführung

Für eine Festlegung des Ausmaßes der Vereisung an Fachwerkkonstruktionen wurden Beobachtungen an Antennenträgern in



Bild 4. Vereister Winkelstahl-Gitterturm in 1000 m über Meereshöhe

Winkelstahl-Ausführung mit Standorthöhen von 1000 m (Bild 4) und 1700 m über Meereshöhe (Bild 5) angestellt. Dabei wurde ermittelt, daß die vom Wind getroffene Fachwerkfläche durch Vereisung maximal den 3,8fachen Wert erreichen kann. Die Vereisung nimmt mit abnehmender Konstruktionsbreite der Turmwände zu, weil damit auch der Abstand der Fachwerkstäbe untereinander kleiner wird. Andererseits erfolgt ein Rückstau des Luftstromes von der in kleiner Entfernung hinter der Frontwand befindlichen Rückwand des Turmes.

Diese Beobachtungen lassen nachstehende Festlegungen gerechtfertigt erscheinen:

- a) Fachwerkkonstruktionen in Winkelstahl-Ausführung mit einer Breite $\leq 1,20$ m sind im Vereisungsfall als vollkommen geschlossen in Rechnung zu setzen.



Bild 5. Vereister Winkelstahl-Gitterturm in 1700 m über Meereshöhe

b) Fachwerkdreiecke in Winkelstahlausführung mit einer kleinsten Höhe von $\leq 0,60$ m sind bei Vereisung ebenfalls wie geschlossene Flächen zu behandeln.

c) Stäbe in nicht durch Vereisung geschlossenen Teilen von Fachwerkwänden in Winkelstahl-Ausführung sind von einer Raufrostwalze umgeben zu betrachten, die einen Durchmesser von $D = b + 2 \times 10$ cm aufweist, wobei b die Projektion des Profils in Windrichtung ist.

Diese Werte gelten für Antennenträger in Winkelstahl-Konstruktion mit Standorthöhen zwischen etwa 800 m und 2000 m über NN.

Im Gegensatz zu der unter c) festgelegten Vereisungsdicke von 10 cm werden in anderen Ländern kleinere Werte angenommen, jedoch mit anderen spezifischen Gewichten (Bild 6 [2] [3]). Auch muß in Betracht gezogen werden, daß dort mit höheren Staudruckwerten gerechnet wird (Bild 7).

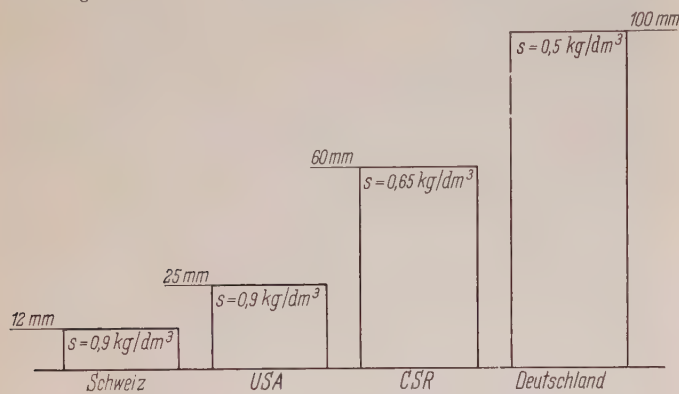


Bild 6. Vereisungsannahmen in verschiedenen Ländern (Vereisungsdicke e , spezifisches Gewicht s)

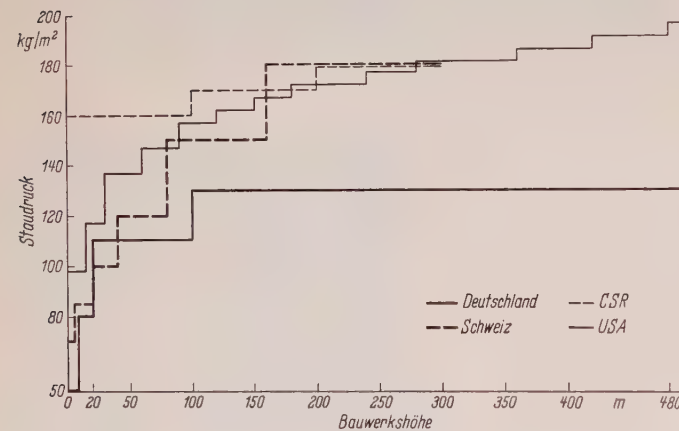


Bild 7. Staudruck-Annahmen in verschiedenen Ländern

2.3 Vereisung an Fachwerk-Konstruktionen in Rohrausführung

Über die Vereisung von Rohrkonstruktionen liegen keine Erfahrungen vor. In Morava, CSR, wurde jedoch vor zwei Jahren in 600 m über Meereshöhe ein 322 m hoher, abgespannter Mast in Rohrkonstruktion erbaut. Ein Antennenträger gleicher Konstruktion mit 305 m Bauhöhe soll noch in diesem Jahre in Zapadni Chechy (Westböhmen) entstehen. Seine Standorthöhe beträgt 712 m über NN. Der Statik beider Maste wurde ein Eismantel von 6 cm Dicke an den Konstruktionsteilen zugrunde gelegt, bei einem spezifischen Gewicht von $0,65 \text{ kg/dm}^3$ [1]. Dieser Wert erscheint im Vergleich zu der für Winkelstahl-Gittermaste festgelegten Vereisungsdicke von 10 cm angemessen, denn die aerodynamisch günstigere Form des Rohrquerschnittes ist für Vereisung weniger anfällig als Winkelstahl. Die Eckstiele der Rohrgitterkonstruktionen bestehen aus Rohren mit einem kleinsten Durchmesser von 159 mm, die Diagonalen aus solchen mit 60 mm Durchmesser. Damit ist für die Eckstiele $c = 0,7$, da $d/\sqrt{q} \geq 1$ und für die Diagonalen mit $d/\sqrt{q} \leq 1$ $c = 1,2$ entsprechend DIN 1055 Blatt 4. Schätzt man den mittleren Windbeiwert der gesamten Stahlrohrgitter-Konstruktion zu $c_m = 1,1$ und setzt für den Winkelstahl-Gittermast $c = 1,6$, so wird das Verhältnis der c -Werte von Winkelstahl-Gittermast zu Rohrgittermast 1,6 zu

1,1 = 1,45. Unter der Voraussetzung, daß die Vereisungsdicke vom c -Wert abhängt, ergibt sich aus der Vereisungsdicke des Stahlrohrgittermastes von 6 cm eine solche von $6 \times 1,45 = 8,7$ cm für Winkelstahl-Gittermaste, welcher Wert der festgelegten Vereisungsdicke von 10 cm nahekommt.

Während gegen den Wind gerichtete Eisfahnen bei Rohrgitter-Konstruktionen infolge Verwirbelung des Luftstromes durch das Fachwerk nur in kleinem Ausmaße auftreten, ist dies bei freistehenden Einzelrohren nicht der Fall. So wurde am vertikal stehenden Strahler einer Fernsehantenne, der einen Durchmesser von 250 mm aufweist, eine Raufrostfahne mit 60 cm Länge festgestellt. Diese bedeutet eine wesentliche Zusatzbelastung für den Strahler selbst, für dessen Anschlußkonstruktion und für die Befestigung der Antenne, die in der Berechnung der Antenne und des Antennenträgers Berücksichtigung finden muß.



Bild 8. Vereiste Bereich-I-Fernsehantenne an Stahlbetonturm, 1000 m über NN

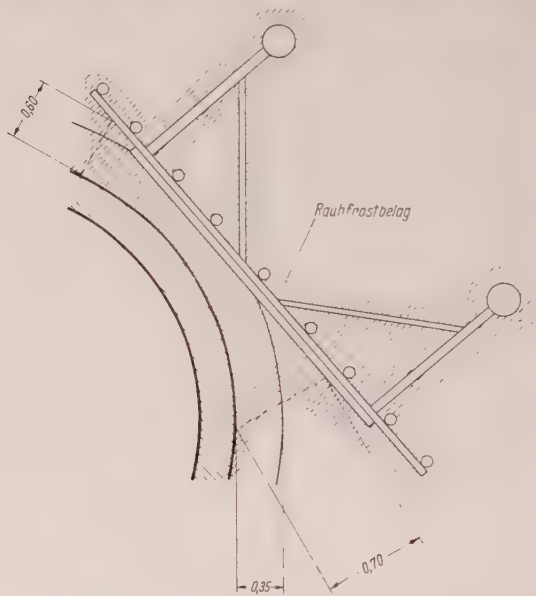


Bild 9. Anordnung der Bereich-I-Fernsehantenne an Stahlbetonturm

2.4 Vereisung an Antennen

Bei Standorten mit starker Raufrostbildung werden die aus Stahlrohren hergestellten Reflektorgitter der Fernsehantennen vollkommen geschlossen. Die Dicke des Raufrostbelages beträgt etwa 30 cm (Bild 1). Bei Ermittlung der Windlast auf das geschlossene Reflektorgitter ist nach DIN 1055 Blatt 4 mit $c = 1,2$ zu rechnen. Damit ergibt sich bei frontaler Anstrahlung der gezeigten Bereich-III-Antenne eine Windlast von 640 kg bei Vereisung. Demgegenüber beträgt die Windlast lediglich 220 kg ohne Eisbelag. Diese Antenne hängt an einem Mast mit 1880 m Standorthöhe über NN. Der kleine Abstand der Gitterstäbe von nur 25 cm begünstigt die Bildung einer geschlossenen Fläche durch den Raufrost.

Selbst bei Bereich-I-Antennen, deren Reflektorgitter eine Maschenweite von 40 cm aufweisen, wurden durch Raufrost geschlossene

sektorgitter festgestellt (Bild 8). Diese Antenne hängt allerdings an einer geschlossenen Turmwand (Stahlbetonturm). Der durch die Öffnungen des Gitters geblasene Raufrost staut sich an der Turmwand und füllt allmählich den maximal 60 cm tiefen Raum zwischen Gittergitter und Turmwand (Bild 9).

Das spezifische Gewicht der Vereisung

Die Größe des spezifischen Gewichtes der Vereisung hängt von der Luftfeuchtigkeit, der Lufttemperatur und der Windgeschwindigkeit ab. In der Nähe befindliche Flußtäler und die waldreiche Umgebung eines Antennenträgers können von wesentlichem Einfluß auf die Vereisung sein. Außerdem kann der Aufbau einer Windfahne geraume Zeit mit wechselnden Voraussetzungen andauern. Gewöhnlicherweise beginnt die Bildung einer Eisfahne mit Rauheisablagerung bei nur wenigen Kältegraden, großer Luftfeuchtigkeit und mäßiger Windstärke. Der Beweis dafür ist die Vielzahl der Erfahrungen am Haftgrund, die nach der Spitze der Eisfahne hin abnimmt. Daher auch das unterschiedliche spezifische Gewicht, am Haftgrund mit 0,73 kg/dm³, an der Spitze mit 0,53 kg/dm³ festgestellt wurde. Das durchschnittliche spezifische Gewicht von 0,65 kg/dm³ deckt sich gut mit Beobachtungen am Fernsehturm in Bratislava, wo $s = 0,65 \text{ kg/dm}^3$ ermittelt wurde [1].

Das ursprünglich festgelegte spezifische Gewicht der Vereisung mit 0,50 kg/dm³, das einen Mittelwert aus Raufrost mit 0,20 kg/dm³, Raufrost mit 0,50 kg/dm³ und Rauheis mit 0,80 kg/dm³ darstellt, wurde jedoch zunächst belassen. Das Ergebnis weiterer Untersuchungen wird abgewartet.

Windgeschwindigkeit bei Vereisung

Vom Deutschen Wetterdienst wurden bei maximalem Einsatz die Windgeschwindigkeiten nach Tafel 1 gemessen.

Tafel 1. Gemessene Windgeschwindigkeiten bei maximalem Eisansatz

Ort	Höhe [m]	Windgeschwindigkeit [m/s]
Penneissenberg	986	5—7
Werkuppe	923	0—8
Spitze	2963	5—10
Wien	1140	12—15
verschiedene Alpengipfel	1000 ; 2000	15—20
Werkuppe	1600	15—21
St. Blanc	4800	18—21
Berg/Schwarzwald	1490	28,9

In der statischen Berechnung der unter 2.3 beschriebenen Masten der CSR bei maximaler Vereisung mit 6 cm Dicke wurde ein Staudruck von nur 45 kg/m² in Rechnung gesetzt. Dieser entspricht einer Windgeschwindigkeit von 27 m/s = 97 km/h [1].

Des Weiteren wurde ein 30 m hoher Winkelstahl-Gitterturm beobachtet, der vor 10 Jahren in Süddeutschland zur Aufstellung gelangte. Seine Standorthöhe in stark vereisungsgefährdeter Umgebung beträgt

1000 m über NN. Der Berechnung dieses Turmes wurde (nach Beispiel c) der Einleitung dieses Aufsatzes) ein Staudruck von 200 kg/m² zugrunde gelegt. Die Größe der Windfläche einer Wand des 4-stieligen Bauwerkes beträgt 13,45 m² und vergrößert sich bei Vereisung, wie beobachtet wurde, auf 41,1 m², also ungefähr auf das Dreifache. Eine Überbeanspruchung der Konstruktionsteile des Turmes ist, wie eine Untersuchung bestätigte, nicht eingetreten. Daraus kann geschlossen werden, daß die getroffenen Belastungsannahmen, auch im Falle Vereisung, nicht überschritten wurden. Demzufolge kann auf die stark vergrößerte Windangriffsflächen der Turmwände im Falle Vereisung nur ein kleiner Staudruck gewirkt haben, nämlich 65 kg/m², wie sich aus einer Überschlagsrechnung ergibt. Selbst wenn das Zugeständnis gemacht wird, daß die zulässige Spannung für St 37 überschritten und die Proportionalitätsgrenze mit 1920 kg/cm² erreicht wurde, hat der maximale Staudruck auf den vereisten Turm etwa $q = 80 \text{ kg/m}^2$ betragen, entsprechend einer Windgeschwindigkeit von 130 km/h. Voraussetzung ist jedoch, daß der Raufrostbelag dem genannten Staudruck standhielt und nicht weggeblasen wurde.

Trotz vorstehender Beobachtungen ist die Möglichkeit nicht von der Hand zu weisen, daß stärkster Eisansatz und größter Staudruck, wenn auch nur kurzzeitig, zusammenfallen. Es müßte deshalb daran festgehalten werden, in der Statik für Antennenträger auf klimatisch exponierten Standorten mit starker Vereisungsgefahr den Staudruck $q = 130 \text{ kg/m}^2$ auf die gesamte Höhe des maximal vereisten Antennenträgers gleichmäßig verteilt wirkend anzunehmen. Bei diesem Belastungsfall, der als Katastrophenfall bezeichnet wird, könnte eine auf die halbe Bruchspannung des verwendeten Werkstoffes erhöhte zulässige Spannung vertreten werden.

5. Schlußbemerkung

Dieser Beitrag stellt einen Versuch dar, die Grundlagen für einheitliche Richtlinien für die Belastungsannahmen der Antennenträger im Falle „Vereisung“ zu schaffen. Die Beobachtungen müssen fortgesetzt, die festgelegten Werte überprüft, und soweit erforderlich, einer Korrektur unterworfen werden. Als Versuchsobjekt dient ein 100 m hoher Stahlbetonturm mit einer Standorthöhe von 1016 m über NN und extremen Vereisungs- und Windverhältnissen. Die dort eingebauten Meßeinrichtungen erlauben eine Kontrolle der Richtigkeit der für diesen Turm nach vorstehenden Ausführungen getroffenen Belastungsannahmen, worüber nach Abschluß der Messungen berichtet werden soll.

Schrifttum

[1] W a n k e, J.: Zwei hohe Fernseh-Rohrmaste in der Tschechoslowakei. Stahlbau (1960), 7, S. 193.
[2] Normen für die Belastungsannahmen, die Inbetriebnahme und die Überwachung der Bauten vom Schweizerischen Ingenieur- und Architektenverein, Nr. 160 (1956).
[3] Sende-Antennen-Katalog der „Radio Corporation of America“ vom Jahre 1957, 2. Ausgabe.
[4] C a s p a r y, W.: Zur Sturmverteilung in der Bundesrepublik Deutschland. Maschinenschaden 31 (1958) H. 9/10, S. 122/27.

Die zweistöckige Hubbrücke zwischen Houghton und Hancock

Von A. L. R. Sanders, Consulting Engineer, Chicago
DK 624.84

Über den Portage Canal zwischen den Städten Houghton und Hancock auf der oberen Halbinsel von Michigan (USA) ist kürzlich eine zweistöckige Hubbrücke fertiggestellt worden (Bild 1), die für die Schifffahrt eine Durchfahrtsbreite von 250 ft (76 m) und folgende Durchfahrtshöhen, gemessen von Unterkante Brücke bis Hochwasser, gestattet:

- 3,7 ft (1,13 m) in der Normallage,
- 31,7 ft (9,66 m) bei mittlerem Hub,
- 100 ft (30,48 m) bei vollem Hub.

Die Hauptpfeiler stehen 269'—6" (82,15 m) auseinander (Bild 2). Seitlich unmittelbar an die Türme anschließenden Öffnungen haben eine Weite von 119'—6" (36,45 m), die restlichen Öffnungen von 84'—9" (25,80 m) bis zu 115'—0" (35,00 m). Die Brücke ist eine zweistöckige Konstruktion. Auf dem unteren Deck befindet sich außerdem ein einspuriges Gleis, und zwar 14 ft

(4,26 m) von der Brückenlängsachse entfernt. Auf dem oberen Deck ist eine vierspurige Straße (Bild 3).

Der mittlere Sicherheitsbord ist 2 ft (61 cm) breit, und die lichte Entfernung zwischen den Seitenborden für je zwei Fahrspuren beträgt 26 ft (7,94 m). Ein 5 ft (1,53 m) breiter Gehweg ist ebenfalls auf beiden Seiten der Brücke vorgesehen.

Die Fahrbahn des unteren Decks der eigentlichen Hubbrücke gestattet eine Benutzung auch durch Straßenverkehr. Bei mittlerem Hub gelangt die Fahrbahn des unteren Decks in die gleiche Ebene wie die Fahrbahn des oberen Decks, so daß der Straßenverkehr aufrechterhalten werden kann, wenn ein Schiff mit einer Durchfahrtsbreite bis zu 31,7 ft (9,66 m) die Brücke passieren will. Der Straßenverkehr wird also nur dann vollständig unterbrochen, wenn der seltene Fall eintritt, daß ein Schiff eine größere Durchfahrtsbreite als 31,7 ft (9,66 m) benötigt.



Bild 1. Die Houghton-Hancock Hubbrücke in Betrieb (Zeichnung)

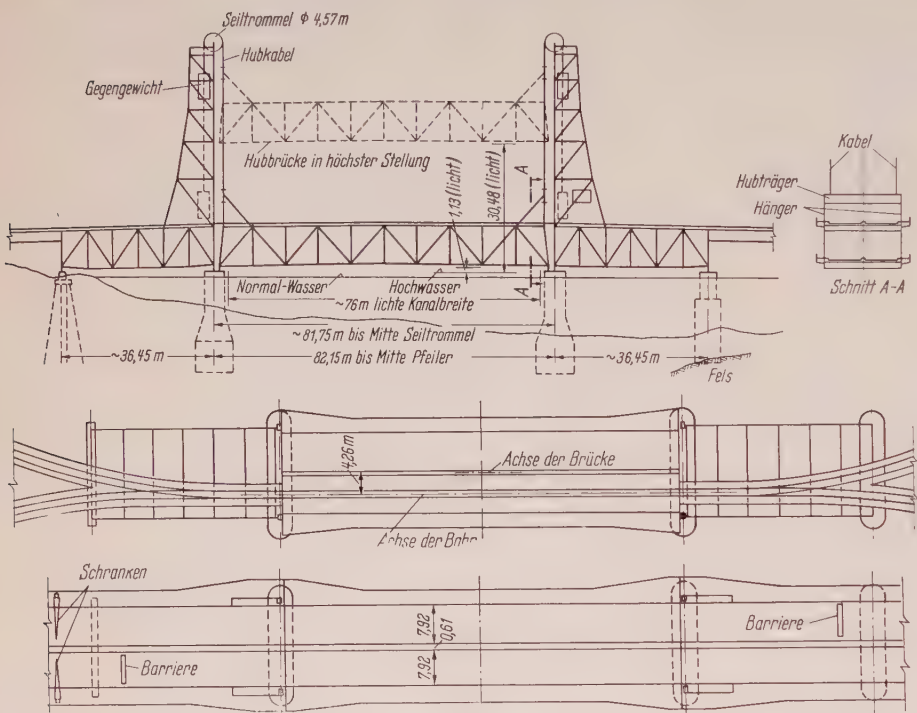


Bild 2. Systemskizze

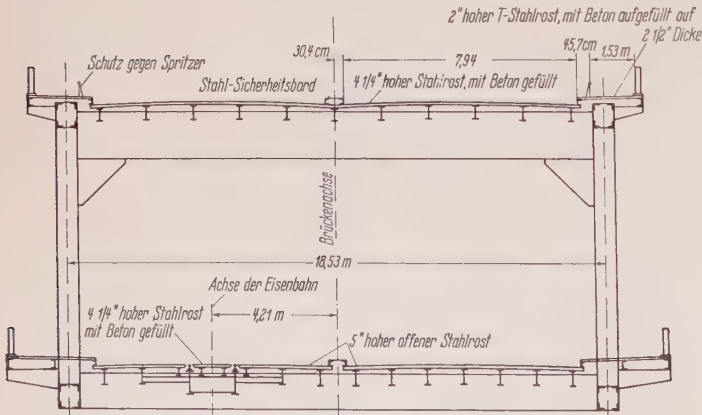


Bild 3. Typischer Querschnitt der Hubbrücke

Hubkabelbefestigung für den schweren Fachwerk-Hub-Träger.
Für den schweren Träger sind 22 Kabel mit einem Durchmesser von 2 3/8" (6,0 cm) erforderlich, für den leichten Träger hingegen nur 20 Kabel desselben Durchmessers. Die Gleichgewichtsver-

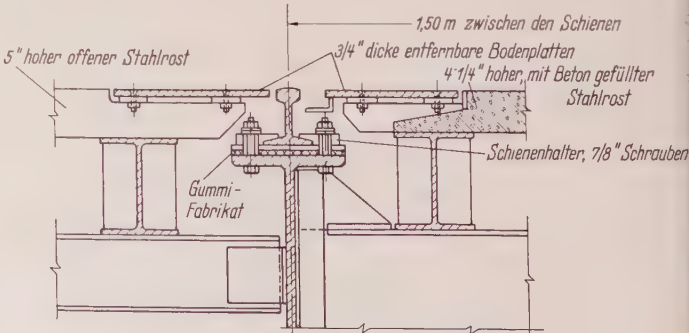


Bild 4. Schienenbefestigung in der unteren Fahrbahn der Hubbrücke

Für die Belastungsannahme aller durch den Schienenverkehr beeinflussten Brückenteile wurde eine Lokomotive Cooper E45 gewählt. Die Belastungsannahme für die Straßenteile erfolgte nach den Vorschriften der American Association of State Highway Officials (H 20-S 16-44).

Die Eisenbahnschienen ruhen auf flachen Stahlplatten mit einem mittleren Abstand von 18" (45,7 cm). Sie sind gegen die unmittelbar darunterliegenden Längsträger durch eine durchlaufende Platte (Gummi-Erzeugnis) isoliert (Bild 4). Die Schienen sind mit Hilfe von

Klemmplatten befestigt. Beiderseits entlang der Schienen befinden sich lose Bodenplatten, die es gestatten, an die Klemmplatzen zu gelangen, ohne dabei unten Gerüste anbringen zu müssen.

Zwischen den Schienen wurde ein betongefüllter Stahlgitterrost (4 1/4" ~ 10,8 cm dick) angeordnet. Für die restliche Bodenfläche des unteren Decks wurde ein 5" (12,7 cm) hoher offener Stahlgitterrost verwendet.

Für das obere Deck der eigentlichen Hubbrücke wurde ebenfalls ein betongefüllter Stahlgitterrost von 4 1/4" (10,8 cm) Höhe gewählt.

Die Gehwege an beiden Decks werden von 2" (5,1 cm) hohen Stahlgitterrosten gebildet, die bis 0,5" (1,3 cm) über Oberkante Rost mit Beton gefüllt sind.

Die Hubbrücke wird von zwei Gegengewichten — in jedem Mast eines — im Gleichgewicht gehalten. Jedes Gegengewicht wiegt etwa 1 150 000 pounds (522 t). Es besteht aus betongefüllten Stahlkästen. Um die ungleichmäßige Gewichtsverteilung, die durch die außermittige Lage des Gleises hervorgerufen wird, auszugleichen, wurden in jedem der Stahlkästen einseitig Knüppel mit einem Gewicht von 59 000 pounds (26,8 t) angebracht, und zwar etwa unterhalb der

ung, die beim Anziehen der Hubkabel auftreten würde, wird als Balanceketten ausgeglichen.

Die Brücke bis zur mittleren Hubhöhe aufgezogen, so wird durch zwei hydraulisch ausfahrbare Lager gestützt, die die Verlast aufnehmen sollen (Bild 5).

In jedem Turm befindet sich ein Aggregat, das die Seilscheibenreibt. Normalerweise dienen hierzu zwei 150 PS-Schleifringmotoren (1200 U. p. M.). Im Notfall — wenn die öffentliche Stromversorgung oder einer der Hauptmotoren ausfallen —, kann die Brücke auch mit einem 50 PS-Schleifringmotor (400 P. p. M.) betrieben werden (Bild 6). Dieser wird gespeist durch einen Generator, seinerseits von einem Benzinmotor angetrieben wird. Die Motoren in den Türmen sind über freihängende Kabel elektrisch miteinander gekoppelt.

Im Normalbetrieb wirken die 50 PS-Motoren, die an dieselbe Welle wie die 150 PS-Motoren angeschlossen sind, als Geber für die elektrische Welle zwischen den beiden Hauptaggregaten, die auch mit gleicher Geschwindigkeit laufen. Auf diese Weise bedient die Brücke während des Hebens oder Senkens ihre waagrechte Lage bei.

Wollte die Brücke allerdings einmal über eine gewisse Toleranz hinaus in Längsrichtung von der horizontalen Lage abweichen, so werden die Hauptmotoren ausgeschaltet. Die Horizontierung erfolgt in derart, daß auch die Geber abgeschaltet werden und ein Horizontierungsschalter betätigt wird, der bewirkt, daß das höhere Ende sich herabsenkt. Beim Hub- oder Senkvorgang wird die Bewegung kurz vor Erreichen der gewünschten Lage gestoppt. Dann muß der Hauptschalter wieder auf „Aus“ gestellt werden, damit die Steuerung möglich ist, und der Maschinist kann nun mit minderer Geschwindigkeit — maximal mit der dritten von den möglichen Geschwindigkeitsstufen — weiterfahren.

Beim Senken der Brücke aus großer Höhe wird die Geschwindigkeit automatisch reduziert, sobald sich die Brücke der oberen

Strabahn nähert, so daß sie in den Führungen zentriert bleibt, kein unzulässiger Reib auftritt.

Woll in der mittleren Hubhöhe gehalten werden, so müssen die in dieser Ebene angebrachten Lager herausgefahren werden. Diese Lager lassen sich nur dann in Bewegung setzen, wenn die Brücke mindestens 8 ft (2,44 m) über der Straßenebene befindet. Diese Blockierungsmaßnahme beugt Schäden an dem Hubkörper auf dem beweglichen Lager durch unsachgemäße Bedienung vor. Sie verhindert außerdem ein Ausfahren der Lager beim Senken der Brücke im letzten Augenblick.

Es sind Geschwindigkeitsregler eingebaut, die die Bewegung der Brücke abstoppen, so bald die Senkgeschwindigkeit über ein bestimmtes Maß hinaus anwächst.

Beim Notbetrieb wird die elektrische Welle zwischen den beiden Türmen unterbrochen und die Brücke wird nur mit Hilfe der 50 PS-Motoren, die dann als gewöhnliche Antriebe wirken, gehoben oder gesenkt. Die Horizontierung erfolgt nun von Hand mittels eines Horizontierungsschalters für Notfälle.

Alle Betriebsvorgänge greifen ineinander zum Schutze des Verkehrs auf der Brücke einerseits und andererseits zum Schutze der Konstruktion vor falscher Behandlung.

Beim Öffnen ist die Reihenfolge anzuwenden:

1. die Zugsignale werden gesetzt,
2. die Verkehrsampeln werden auf rot geschaltet,
3. die Schranken werden herabgelassen,
4. die Barrieren werden hochgehoben (Bild 7),
5. die Verschlüsse werden gelöst,
6. die Brücke wird geöffnet.

Beim Senken lautet die Reihenfolge:

1. die Brücke wird herabgelassen,
2. die Verschlüsse werden befestigt,
3. die Barrieren werden herabgelassen,
4. die Schranken werden hochgehoben,
5. die Verkehrsampeln werden auf grün geschaltet.

Der 150 PS-Motor kann die Brücke bei einer Windlast von 12,2 kg/m² und einer Eislast von 12,2 kg/m² in 1 1/2 Minuten vollständig öffnen. Bei einer Windlast von 2 1/2 lb/sq. ft (12,2 kg/m²) und einer Eislast von 5 lb/sq. ft (24,4 kg/m²) dauert der Hubvorgang 3 Minuten. Bei der gleichen Belastung benötigt ein 50 PS-Motor 5 Minuten, um die Brücke vollständig zu öffnen.

Auf der Seilscheibe sind halbkreisförmige

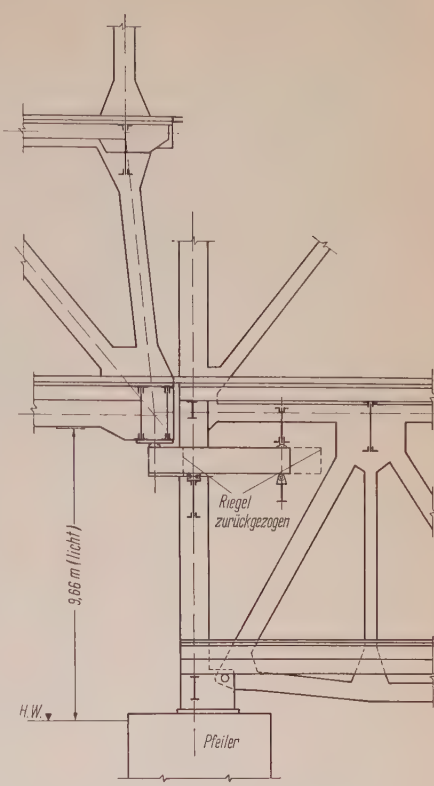


Bild 5. Hydraulisch betriebener Riegel als Lager für die mittlere Stellung der Hubbrücke

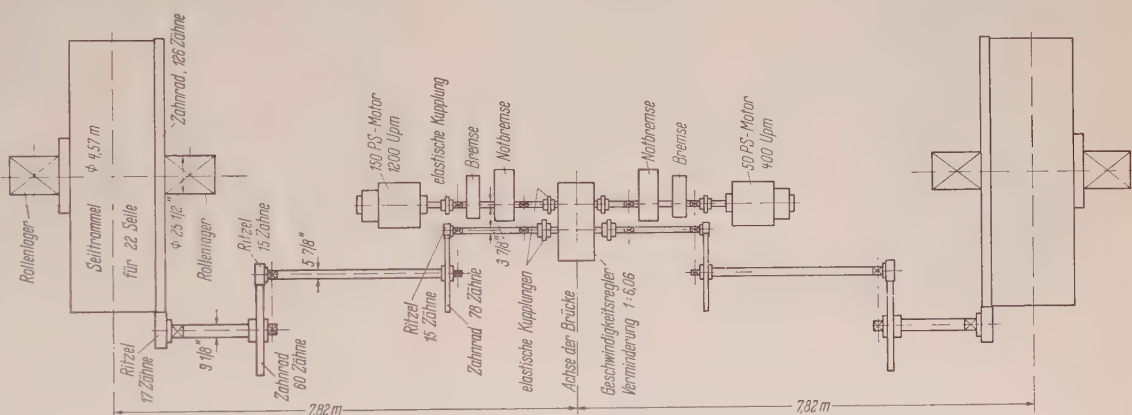


Bild 6. Antrieb

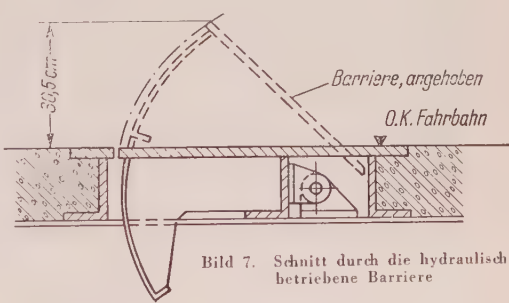


Bild 7. Schnitt durch die hydraulisch betriebene Barriere

Laufrillen eingelassen, damit die Seile im richtigen Abstand gehalten werden. Falls ein Ende oder beide Enden der Brücke infolge Seilrutschens auf der Scheibe in Querrichtung aus der horizontalen Lage geraten, so wird eine elastische Kupplung am Geschwindigkeitsregler im Getriebe des Antriebsaggregates ausgekuppelt und erst wieder eingekuppelt, nachdem eine Querhorizontierung mit Hilfe von Hebegeräten unter den Endträgern erfolgt ist.

In jedem Turm befindet sich ein Aufzug. Der Aufzug im Südturm hält am Eisenbahndeck, am Straßendeck, am Bedienungsraum und am Maschinenraum. Im Nordturm befindet sich kein Bedienungsraum und deswegen fährt der Aufzug hier durch.

Verschiedenes

Stahl-Strangpreßprofile

1. Einleitung

Auf dem Nicht-Eisen-Metall-Sektor ist seit über 100 Jahren ein Warmumformverfahren bekannt, das gestattet, schwierige, durch andere Verfahren nicht herzustellende Querschnitte zu erzeugen: das Strangpressen von Profilen. Beim Strangpressen wird der Werkstoff durch eine Matrize, das Werkzeug mit entsprechender Formgebungsöffnung, gedrückt (Bild 1).

Die beim Stahl erforderliche Preßtemperatur von etwa 1200° C bewirkt eine starke Abnutzung des Werkzeuges. An diesem hohen Werkzeugverschleiß scheiterte lange das Strangpressen von Stahl zu Profilen. Schließlich steht als Werkstoff für die Matrize, durch welche der Stahl gezwungen wird hindurchzutreten, auch nur Stahl, wenn auch wärmefester, zur Verfügung. Es ergab sich, daß der Matrizenverschleiß nur durch die Wahl eines geeigneten Schmiermittels gemindert werden konnte. Lange Jahre suchte man nach diesem Schmiermittel, bis es schließlich J. Séjournet und L. Labatille gelang, das Problem durch die Verwendung von Glas als Schmiermedium zu lösen.

Glas in bestimmter Form und Zusammensetzung erfüllt die durch die Versuche bekanntgewordenen Forderungen, daß das Schmiermittel in festem Zustand eingesetzt und bei der Berührung mit dem auf Preßtemperatur erhitzten Stahlblock viskos werden muß. Nach dieser Methode, dem sogenannten Ugine-Séjournet-Verfahren, stellen inzwischen etwa 20 Firmen in aller Welt Strangpreßprofile aus Stahl her. Das ist eine beachtliche Zahl, wenn man berücksichtigt, daß die industrielle Fertigung in Frankreich erst 1949 aufgenommen wurde.

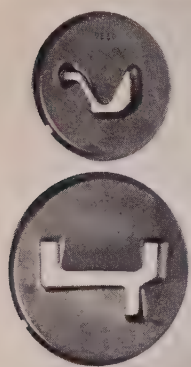


Bild 1. Werkzeuge zur Herstellung stranggepreßter Stahlprofile

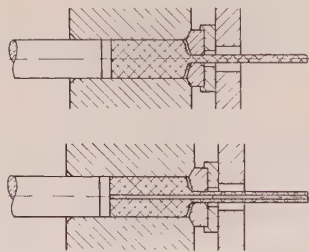


Bild 2. Schema des Strangpressens von Vollprofilen (oben) und Hohlprofilen (unten)

2. Prinzip des Strangpressens

Beim Stahlstrangpressen handelt es sich im Grunde um ein einfaches Verfahren. Nachdem der Stahlblock zunderfrei auf die von der Stahlqualität abhängige Preßtemperatur von etwa 1100 bis 1300° C erwärmt worden ist, gelangt er über ein Transportband auf die Ladeschale der Presse und wird von einem Stempel in den zylindrischen Blockaufnehmer geschoben (Bild 2). Die Ausgangsöffnung des Blockaufnehmers oder Rezipienten ist durch die Matrize, das Werkzeug mit der gewünschten Profilform, geschlossen. Die Eingangsöffnung wird nach dem Laden von dem Preßstempel der hydraulischen Presse abgedichtet. Beim Pressen staucht der Stempel zunächst den Stahlrohling, der vorher einen kleineren Durchmesser als der Rezipient hatte, zusammen, bis der Zylinder ganz ausgefüllt ist. Dann schießt der Stahl durch die Matrize und verformt sich zu einem Stab mit vorgesehener Profilquerschnitt.

Nach Beendigung des Preßvorgangs im Rezipienten bleibt ein Preßrest an der Matrize zurück. Es ist nun möglich, den Stab mit Hilfe einer Pendelsäge vor oder hinter der Matrize abzusägen. Trennt man zwischen Matrize und Rezipient, kann man den Stab mit dem Preßrest, der noch im Blockaufnehmer sitzt, aus der Matrize hinausstoßen und auf ein Kühlbett abfahren.

Trennt man zwischen Matrize und Gegenhalter, ist das Profil sofort frei. Man zieht dann die Matrize vom Preßrest ab und stößt den Rest in die Ausstoßöffnung des Doppelschwenkarmes, welcher auf der anderen Seite die Matrize beherbergt.

Wenn ein Hohlprofil gepreßt werden soll, verwendet man eine Preßmatrize mit entsprechender Außenkontur und einen Preßdorn. der die Form der Innenfläche des gewünschten Profils aufweist. Der Dorn ist mit einem Hilfskolben verbunden und gleitet zentrisch im Innern des Preßstempels. Der vorgebohrte Rohling wird in den Rezipienten geladen. Der Preßdorn fährt durch die Bohrung

und bleibt mit seiner Spitze in der Preßmatrize stehen; der Preßstempel übernimmt nun die Verformung des gelochten Stahlblockes, und das Material wird durch den freien Querschnitt zwischen Matrize und Dorn gepreßt: Das Hohlprofil entsteht!

Bei bestimmten Profilen kann es sich als zweckmäßig erweisen nicht über die Dornspitze zu pressen, sondern mit mitlaufenden Dorn zu arbeiten.

3. Möglichkeiten und Vorzüge des Verfahrens

Die Vorteile der Strangpreßprofile liegen ganz allgemeingültig darin, daß der Einzelquerschnitt dem Verwendungszweck weitestgehend angepaßt werden kann. Dies will besagen, daß man bei der Konstruktion derartiger Querschnitte nicht mehr an Voraussetzungen gebunden ist, die sich aus den bisher üblichen Herstellungsverfahren ergeben. Man ist also in der Lage, mit Hilfe des Strangpreßverfahrens komplizierte Voll- und Hohlprofile herzustellen. Mußten bisher derartige Profile aus mehreren Teilen durch Schweißen, Schrauben oder Nieten zusammengesetzt oder durch mechanische Bearbeitung hergestellt werden, so ist es nunmehr möglich, sie in einem einzigen Arbeitsgang aus einem Vorkblock zu erzeugen. Notwendige Richtvorgänge nach dem Schweißen fallen fort, ebenso Werkstoffverluste, Maschinen- und Lohnkosten bei der mechanischen Bearbeitung. Der Konstrukteur ist in der Lage, das gewünschte Idealprofil aufzuzeichnen und zu beziehen. Bild 3 zeigt einige komplizierte stranggepreßte Voll- und Hohlprofile.

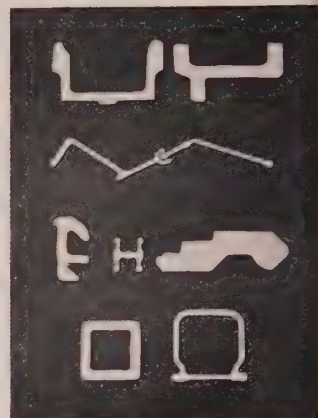


Bild 3. Beispiel stranggepreßter Voll- und Hohlprofile. Das Profil in der 3. Reihe von oben links ist ein Profil zum Verbinden von Spundwänden mit verschiedenen Schloßformen

Ein weiterer Vorzug des Verfahrens ist die Unabhängigkeit in der Wahl des zu verpressenden Werkstoffes. Neben den allgemeinen Baustählen nach DIN 17 100 lassen sich auch höherwertige Materialien, z. B. rost- und säurebeständige Qualitäten, strangpressen.

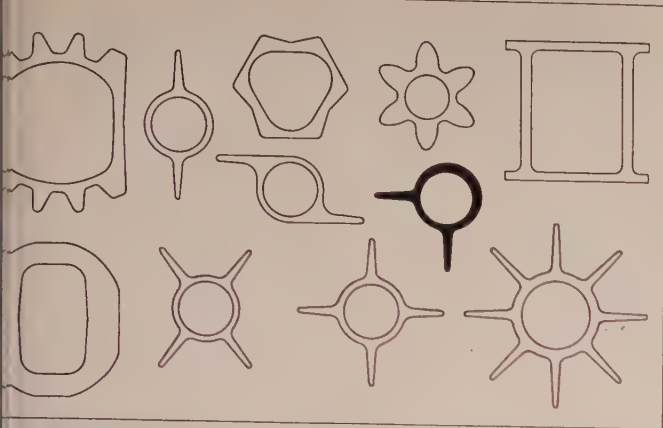
Der dritte Vorteil ist die Möglichkeit, kleine Mengen an sich waltzbarer Profile wirtschaftlich herzustellen. Die Begründung liegt in der Tatsache, daß die vorab zu investierenden Werkzeugkosten im Vergleich zu Walzenkosten gering sind. Sie betragen nur einige hundert DM, ein entsprechender Walzensatz dagegen je nach Profilausbildung mehrere tausend, unter Umständen auch einige 10 000 Mark. Allerdings liegt der Tonnenpreis stranggepreßter Stahlprofile über dem Tonnenpreis gewalzter Spezialprofile. Bei waltzbaren Querschnitten wird also bis zu einer bestimmten Menge die Fertigung durch Strangpressen, ab dieser Menge die Herstellung durch Warmwalzen billiger sein.

Bedingt durch die besonderen technischen Gegebenheiten des Verfahrens und die Größenordnung der ersten deutschen Strangpreßanlage ergeben sich z. Z. folgende Grenzen: Die Profile müssen in einen Kreis von 150 mm ϕ hineinpassen (in Sonderfällen 180 mm ϕ). Die Mindestwanddicke beträgt etwa 3,5 mm, der kleinste Innendurchmesser bei Hohlprofilen etwa 20 mm. Der Mindestaußenradius liegt bei 1,5 mm, der kleinste Innenradius bei etwa 4 mm. Die auf der Presse hergestellten Profile haben ein Metergewicht von 1,5 bis 30 kg. Die wirtschaftlichen Herstellungslängen liegen zwischen 5 und 15 Meter.

Bezüglich der Form ist zu sagen, daß warmstranggepreßte Hohlprofile möglichst achsensymmetrisch ausgebildet werden sollen, d. h. daß eine achsensymmetrische Werkstoffverteilung anzustreben ist (Bild 4). Der Grund liegt in der Tatsache, daß beim Pressen von Hohlprofilen der Dorn sich in eine Gleichgewichtslage „einschwimmt“, d. h. sich Achsensymmetrie automatisch einstellt.

Erwünscht sind ferner allmähliche Querschnittsübergänge und die Vermeidung von Formen, welche schmale vorspringende Zungen in der Matrize erfordern. Die Wärmeabfuhr ist bei einem solchen Profil schlecht; überdies wird die Zunge auch mechanisch stark beansprucht, so daß mit schnellem Verschleiß gerechnet werden muß.

Ungünstig sind auch Profilquerschnitte, bei denen die Massen zu ungleichmäßig verteilt sind. Das Material geht bei solchen Pro-



4. Hohlprofile verschiedener Materialien. Das dunkelgezeichnete Profil zeigt die Forderung nach gleichmäßiger Massenverteilung bei Hohlprofilen. Das Rippenmaterial muß auf der gegenüberliegenden Seite durch Verstärkung der Wanddicke ausgeglichen werden

den Weg des geringsten Widerstandes; es fließt vorzugsweise die großen Querschnitte, während etwaige dünne Kanten nicht ausgepreßt werden.

ur Frage der Mindestbestellmengen muß gesagt werden, daß es verständlich auch beim Strangpreßverfahren eine wirtschaftliche Herstellung zu kleiner Posten nicht möglich ist. Die Mindestmenge ist abhängig von der Zahl der notwendigen Pressungen und somit vom Metergewicht des Profils. Um nicht zu einer günstigen Relation zwischen Rüstzeit und produktiver Arbeitszeit kommen, muß eine Strangpreßanlage mindestens eine Stunde lang das gleiche Profil herstellen. Das bedeutet, daß bei leichten Profilen geringere Mindestmengen gefordert werden als bei schweren.

Im allgemeinen kann gesagt werden, daß die Mindestbestellmengen zwischen einer und fünf Tonnen liegen.

Eigenschaften der stranggepreßten Stahlprofile

Die mechanischen Eigenschaften der Strangpreßerzeugnisse sind den entsprechenden gewalzten Profilen vergleichbar. Bild 5 zeigt die mechanischen Eigenschaften von Strangpreßerzeugnissen im Vergleich zu den Eigenschaften im Walzzustand. Aufgetragen sind der Ordinate die Zugfestigkeit, die Streckgrenze und die Dehnung, auf der Abszisse der Kohlenstoffgehalt. In den schraffierten Bereichen müssen nach Norm die Werte für gewalztes Material liegen. Man sieht, daß sich die Werte für stranggepreßte Profile in diesen Bereichen befinden.

Die Oberflächengüte und Maßhaltigkeit der gepreßten Profile entsprechen ebenfalls denen vergleichbarer Walzprofile. Durch Einschränkung der Werkzeugstandzeit ist es möglich, engere Toleranzen einzuhalten. Maßabweichungen und Richtgenauigkeiten, die in besonderen Aufwand zu erreichen sind, zeigt Bild 6.

Selbstverständlich können auch viele Preßprofile durch anschließenden Blankzug verfeinert werden.

Anwendungsgebiete

Die Vielseitigkeit des Verfahrens erklärt es, daß stranggepreßte Profile in nahezu allen Zweigen der Industrie und des Handwerks Verwendung finden. Zu den Abnehmern gehören bisher Firmen des Maschinenbaus, des Schiffbaus, Landmaschinen-, Hebe- und Fördermittelbaus, der Textilmaschinen- und Werkzeugmaschinen-Industrie, des Dampfesselbaus, der Bergbauzulieferungs-Industrie, des Apparatebaus, der chemischen Industrie, des Stahlfenster- und Fassadenbaus und anderer Industriezweige. Die Möglichkeiten, die das Strangpressen bietet, sind nicht zuletzt für die Blankzieherei von Bedeutung. Vorprofilierung durch das Strangpressen ist für anschließenden Blankzug vor allem dann von Interesse, wenn es sich um kleine, nicht walzfähige Lose handelt, oder wenn Formen gefragt sind, die sich nicht durch Walzen herstellen lassen. Derartige Profile mußten bisher aus Vollmaterial gezogen werden, was naturgemäß eine größere Anzahl von Zügen zur Folge hatte. Blankgezogene Strangpreßprofile finden als fertige Maschinenelemente, die höhere Ansprüche gestellt werden, Verwendung. Zum Beispiel sind stranggepreßte und anschließend blankgezogene Führungsrollen für die Werkzeugmaschinenindustrie vorteilhaft.

Strangpreßprofile in rohem Zustand weisen ebenfalls beachtliche Vorteile auf. Es ist möglich, relativ leichte Profile mit möglichst hohen Widerstandsmomenten herzustellen. Dadurch spart man Gewicht ein. Es ergeben sich große Möglichkeiten, Vollprofile her-

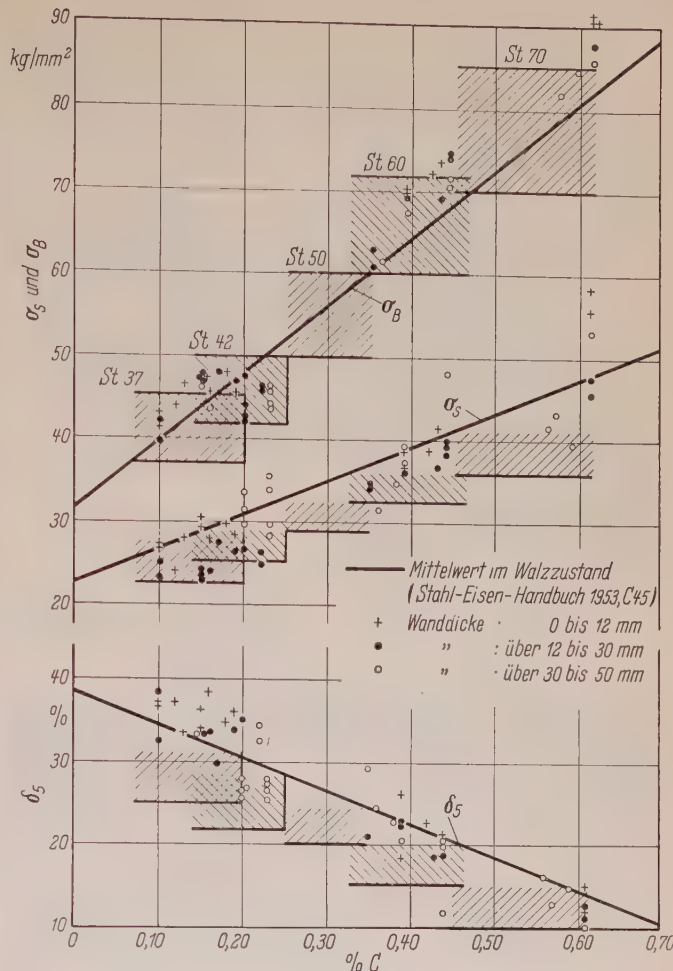


Bild 5. Die mechanischen Eigenschaften stranggepreßter Profile im Vergleich zu den Eigenschaften im Walzzustand, SM-Stahl, Wanddicke 3,5 bis 5 mm

A. Vollprofile		
Längen	Erzeugungslängen fixe Längen kombinierte Längen	± 1 m ± 10 mm oder + 20 mm wie vor, zusätzl. 10 mm f. j. Einzelg.
Profilabmessungen	kleiner als 25 mm 25 bis 75 mm 75 bis 100 mm 100 bis 125 mm größer als 125 mm	± 0,5 mm ± 0,8 mm ± 1,0 mm ± 1,2 mm ± 1,4 mm
Radialen	Innenradius r _i Außenradius r _a	r _{min} = 4 mm ± 2 mm r _{min} = 1,5 mm ± 0,5 mm
Winkel a)	Profilbeispiel a)	± 2°
b)	Profilbeispiel b)	± 0,5°
Längswölbung (Geradheit)	größte Abweichung	2 mm je lfd. m
Querwölbung	größte Abweichung	1% des Profilaßes
Verdrehung (Draht)	größte Abweichung	2° je lfd. m
Oberflächenbeschaffenheit	nach DIN 17.100, 2.5	
B. Hohlprofile (Andere Hohlprofile nach besonderer Vereinbarung; sonstige Toleranzen wie u. A. Vollprofil)		
z. B. Flügelrohr	Rippenbreite b mittlere Wanddicke s Rohrweite (Innen-φ) d Rippendicke e Mittelpunktverschiebung	± 2 mm ± 0,5 mm ± 2% (mind. jedoch ± 1 mm) ± 0,5 mm 15% der mittl. Wanddicke
C. Liefermenge		
Zulässige Abweichung je Profil und Bestellung:	bis 1000 kg von 1000-5000 kg ab 5000 kg	± 20 % ± 10 % ± 6 %

Bild 6. Standard-Toleranzen stranggepreßter Erzeugnisse. Durch zusätzliche Richtvorgänge lassen sich die Toleranzen für Längswölbung, Querwölbung und Verdrehung kleiner halten

zustellen, die dem gewünschten Idealprofil nahekomen, z. B. Profile, die konstruktive Aufgaben und daneben auch rein statische Zwecke erfüllen.

Vorprofilierung ist nicht nur bei Profilen interessant, die anschließend blankgezogen werden, sondern auch bei rohen Profilen, die aus irgendwelchen Gründen noch mechanisch bearbeitet werden müssen.

Welche Einsparung durch Anwendung eines Strangpreßprofils möglich ist, zeigt das in Bild 7 wiedergegebene Profil, das früher aus Flachmaterial der Dimension 150×60 mm herausgearbeitet wurde. Die Ersparnis Strangpreßprofil gegenüber aus dem Vollen gehobelten Profil beträgt etwa DM 30,— pro Meter.

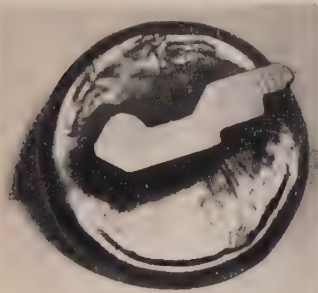


Bild 7. Preßrest eines Sonderprofils



Bild 9.
Kombinierte Fenster-
und Fassadenprofile



Bild 8. Hohlprofile für Sonderzwecke: Von links nach rechts: Wärmeaustauschrohr aus Chrom-Nickel-Stahl, verwindungssteifes Bauelement, Torsionsachsenprofil, verwindungssteifes Profil für eine landwirtschaftliche Maschine, Profil mit Innenrippen für spezielle Wärmeaustauschzwecke

Die Möglichkeit, Hohlprofile herzustellen, erschließt neue Anwendungsgebiete, z. B. Hohlprofile als verwindungssteife Konstruktionselemente für den allgemeinen Maschinenbau, profilierte Rohre für Dampfkesselbau und Wärmeaustauscher, Glattröhre aus rost- und säurebeständigen Stählen für die chemische Industrie, Kasten-Hohlprofile für Grubenstempel, Hohlprofile als Konstruktionselemente im Fahrzeug- und Landmaschinenbau usw. Bild 8 zeigt eine Reihe stranggepreßter Spezialprofile; der jeweilige Verwendungszweck ist in der Bildunterschrift angegeben.

Beachtliches Interesse hat das Strangpressen von Stahlprofilen unter anderem auch im Stahlfensterbau hervorgerufen. Die Möglichkeit, mit geringen Matrizenkosten Querschnitte jeder Art anfertigen lassen zu können, war bisher nur bei NE-Metallen vorhanden. Einige einfache Profilbeispiele für den Fassadenbau zeigt Bild 9. Es handelt sich um eine Sonderkonstruktion, das Einschneiden von Walzen wäre bei den in Frage stehenden Mengen nicht lohnend.

6. Zusammenfassung

Das Warmstrangpressen von Stahl zu Profilen ist ein junges Verfahren der Stahlumformung. Es gestattet die Herstellung von Voll- und Hohlprofilen nahezu beliebiger Form. Erst die Lösung des Schmierproblems, d. h. die Anwendung von Glas als Schmiermittel, ermöglichte die wirtschaftliche Nutzung des Strangpreßverfahrens.

Das neue Umformverfahren wird besonders deshalb schnell an Bedeutung gewinnen, weil sich bestimmte Profilquerschnitte und Stahlqualitäten aus technischen, kleine Mengen aus wirtschaftlichen Gründen nicht zur Herstellung durch andere Verfahren eignen.

Dipl.-Ing. N. F r o m m, Schwerte/Ruhr

Persönliches

Prof. Karl Federhofer †

Die Technische Hochschule Graz stand vor kurzem im Zeichen der Trauer. Ein bedeutender Gelehrter, em. o. Professor Dipl.-Ing. Dr. techn. h. c. Dr. rer. nat. h. c. Dr. techn. Karl Federhofer, ehemals Vorstand des Instituts für Technische Mechanik, ist am 6. November 1960 kurz nach Vollendung seines 75. Lebensjahres verschieden.

Federhofer hatte an der Technischen Hochschule Graz das Bauingenieurfach studiert und 1908 das Ingenieur-Diplom erworben. Anschließend war er im steiermärkischen Staatsbaudienst mit dem Entwurf und zum Teil auch mit der Bauleitung einer Reihe größerer Straßenbrücken betraut. Während des ersten Weltkrieges wurde ihm die Gesamtleitung des steiermärkischen Brückenbaureferates übertragen.

Federhofer wandte sich sehr früh der wissenschaftlichen Tätigkeit zu. Bereits ein Jahr nach Erwerb des Ingenieur-Diploms wurde er zum Doktor der technischen Wissenschaften promoviert, und 1913 habilitierte er sich als Privatdozent für Baustatik an der Montanistischen Hochschule in Leoben.

Schon kurz nach Beendigung des ersten Weltkrieges wurde Federhofer auf die Lehrkanzel für Mechanik an die Deutsche Technische Hochschule in Brünn berufen, wo er bis 1922 blieb. Diesem Ruf sollten später noch eine ganze Reihe weiterer nach Graz, Darmstadt, Wien, München und Breslau folgen. Federhofer entschied sich für Graz und wurde damit Nachfolger seines großen Lehrers F. Wittenbauer.

In einer nahezu vier Jahrzehnte währenden Lehr- und Forschungstätigkeit hat Federhofer die Schule Wittenbauers fortgeführt und ausgebaut. Viele Generationen von Bau- und Maschineningenieuren verdanken ihm eine gediegene Ausbildung in der Technischen Mechanik. In dieser Disziplin ist bekanntlich die Schwierigkeit, erlerntes theoretisches Wissen auf praktische Aufgaben anzuwenden größer, als vielleicht in irgendeinem anderen Fach. Es war eines der vornehmsten Ziele Federhofers, den Studierenden sowohl in seinen Vorlesungen als auch mit der Herausgabe einer weit verbreiteten Aufgabensammlung die Überwindung dieser Schwierigkeit zu erleichtern.

Sieben Bücher und eine außerordentlich große Zahl von wissenschaftlichen Abhandlungen zeugen von der unermüdlichen Schaffensfreude und dem umfassenden Wissen Federhofers. Es gibt wohl kaum ein Gebiet der Technischen Mechanik, das er nicht durch wesentliche Beiträge gefördert hätte.

Seit Gründung der Internationalen Union für Technische Mechanik trat er regelmäßig als Vortragender in deren Kongressen auf und war gleichzeitig offizieller Vertreter Österreichs bei dieser Vereinigung. Es war ihm besonders schmerzlich, daß er, bereits gezeichnet von seiner schweren Krankheit, an der Jubiläumstagung im vergangenen Sommer in Stresa nicht mehr teilnehmen konnte.

Zahlreiche Ehrungen sind Federhofer im Laufe seines Lebens zuteil geworden. Er war wirkliches Mitglied der Akademie der Wissenschaften in Wien und korrespondierendes Mitglied der Akademie der Wissenschaften in Tucumán. Die Technischen Hochschulen Wien und Darmstadt verliehen ihm das Ehrendoktorat. Aus der Hand des Bürgermeisters der Stadt Graz nahm er den Ehrenring dieser Stadt entgegen und knapp vor seinem Tode wurde er durch die Verleihung des Österreichischen Ehrenzeichens für Wissenschaft und Kunst besonders ausgezeichnet.

Die Fachwelt wird diesem großen Gelehrten stets ein ehrendes Andenken bewahren.

H. Parkus, Wien



AUS DER INDUSTRIE

(Ohne Verantwortung der Schriftleitung)

Schweißfachingenieurlehrgang

Die Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt Stuttgart des Landesgewerbeamts Baden-Württemberg beabsichtigt, vom 20. Februar bis 29. März 1961 einen schweißtechnischen Sonderlehrgang Ingenieure durchzuführen. Dieser Lehrgang bereitet auf die Tätigkeit als Schweißfachingenieur vor und wird ganztägig durchgeführt. Er schließt mit einer Schweißfachingenieur-Prüfung ab. Nach bestandener Prüfung erhält der Teilnehmer ein Zeugnis gemäß den Richtlinien des Deutschen Verbandes für Schweißtechnik.

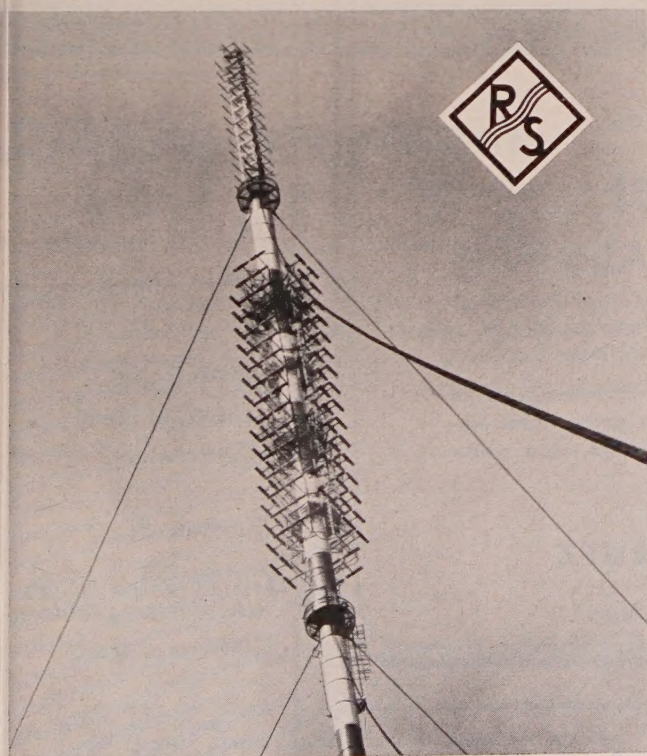
Zulassungsbedingungen:

1. Mindestalter 24 Jahre.
2. Qualifikation als Ingenieur (HTL- oder TH-Abschlußprüfung).
3. Mindestens einjährige Ingenieurpraxis.
4. Nachweis je eines 88-Stunden-Lehrgangs im Autogen- und Elektro-Schweißen.

Anmeldungen zu dem Lehrgang sind umgehend, spätestens jedoch zum 10. Februar 1961 bei der schweißtechnischen Lehr- und Versuchsanstalt des Landesgewerbeamts Baden-Württemberg in Stuttgart 1, Postfach 831, Fernsprecher Nr. 2 99 71 — 574 oder 575, zureichen.

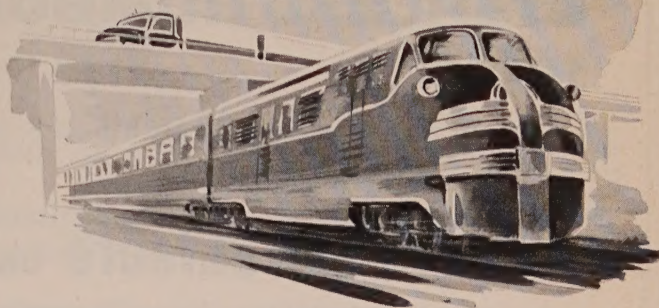
DEXION für Lager und Betriebseinrichtungen

Für die rationelle Lösung betrieblicher Einrichtungsprobleme nutzt die DEXION Metallbaugesellschaft mbH., Frankfurt/Main, Friedrich-Ebert-Anlage, vielfältige Anregungen. Mit DEXION werden Lagerregale in kürzester Zeit erstellt, sie sparen Zeit, Geld und Arbeitskräfte, denn es gilt hier der Grundsatz: „Do it yourself“. Das Material wird in 3 m langen Stäben geliefert, die mit einem sorgfältig ausgearbeiteten Loch-Schlitz-System versehen sind. DEXION wird in Stahl und Aluminium hergestellt, und zwar in den verschiedenen Größen, die jede Kombination untereinander lassen, so daß die jeweils sparsamste Bauweise möglich ist. Bei großen Lasten können mehrere Stäbe zu verschiedenen Profilen kombiniert werden. Auch das Abmessen kann man sparen; denn die Stäbe sind in Raster eingeteilt, die durch Rhomben auf der Oberfläche des Materials kenntlich gemacht sind.



ELEKTRONISCHE MESSGERÄTE
SENDE- UND
ANTENNENANLAGEN

ROHDE & SCHWARZ



Überall wo geschweisst wird...

Metallogen

der blonde Typ

KOMBINATIONS-DACHNAHT/
HOHLKEHL-ELEKTRODE

DIE

WEGE

Metallogen

Gesellschaft für Schweißtechnik und Werkstoffschutz m. b. H., Wattenscheid i. W.

**heißhärtende
Metallkleber
in Filmform**

für die flächige Verklebung
von Metallen mit Metallen
oder mit porösen anorganischen
oder organischen Werkstoffen
sowie für die Metallarmierung
von Wabenkernen



TH. GOLDSCHMIDT A.-G.
ESSEN
Abt. Verkauf Kunststoffe

STELLENANGEBOTE

STAHLBAU HUMBOLDT
sucht

für die Abteilungen **Stahlhoch- und Brückenbau**
selbständige

Konstrukteure und Statiker

in entwicklungsfähige Dauerstellungen bei Bewährung.
Anfängern bieten wir Gelegenheit zur Einarbeitung.
Bei der Beschaffung einer Wohnung sind wir behilflich.

Bitte senden Sie Ihre Bewerbung unter Beifügung eines tabellarischen Lebenslaufs, eines Lichtbildes und von Zeugnisabschriften sowie unter Angabe des frühesten Eintrittstermins und der Kennziffer 4039 (bitte schon auf dem Briefumschlag vermerken) an

KLÖCKNER-HUMBOLDT-DEUTZ
AKTIENGESELLSCHAFT

PERSONALVERWALTUNG · ANGESTELLTENABTEILUNG · KÖLN-DEUTZ

STAHLBAU HUMBOLDT
sucht

für den **Stahlhoch- und Zechenbau**

einen Oberingenieur

als Leiter der statischen Abteilung

der neben den fachlichen Qualitäten über die Fähigkeit verfügt,
Mitarbeiter anzuleiten und die Abteilung rationell zu führen.

Bei der Beschaffung einer Wohnung werden wir behilflich sein.

Bitte senden Sie Ihre Bewerbung unter Beifügung eines tabellarischen Lebenslaufs, eines Lichtbildes und von Zeugnisabschriften sowie unter Angabe des frühesten Eintrittstermins und der Kennziffer 4038 (bitte schon auf dem Briefumschlag vermerken) an

KLÖCKNER-HUMBOLDT-DEUTZ
AKTIENGESELLSCHAFT

PERSONALVERWALTUNG · ANGESTELLTENABTEILUNG · KÖLN-DEUTZ

*Unser Verlags-
programm im
Dienst der Technik*

Stahlbau

**Beton- und
Stahlbetonbau**

Bautechnik — Statik

Straßenbau

Brückenbau

Wasserbau

Holzbau

Starkstromtechnik

Elektrotechnik

Fordern Sie bitte unseren
Sonderprospekt „Fachbücher-
und Fachzeitschriften“
für Studium und Praxis

Verlag von
Wilhelm Ernst & Sohn

*Suchen Sie
tüchtige
Mitarbeiter?*

*Suchen Sie
einen ver-
antwortungsvollen
Arbeitsplatz?*

dann benutzen Sie
den Stellenmarkt in
der Zeitschrift

„Der Stahlbau“

Auftraggeber von Stellenangeboten!

Senden Sie bitte nicht mehr benötigte Bewerbungs-
unterlagen an die Stellungsuchenden zurück.

U-P-Schweißdraht

verkupfert oder verbronz



passend gespult für alle Schweißautomaten (von 10 bis 65 kg).
Mammuttrommeln (auch bis 1000 kg in einer Ader) DBGM.
Reichhaltiges Lager in ca. 25 verschiedenen Richtanalysen
(von 1,5 bis 12 mm Ø).

Mit Bronzeoberfläche hochglanzpoliert ist beste Gleitfähigkeit, d. h. störungsfreies Schweißen, garantiert.

Fabrikfliess

HERMANN FLIESS & CO., DUISBURG

STELLENGESUCHE

Diplom-Ingenieur

35 Jahre, mit Erfahrung in Statik, Konstruktion, Offerte, Auftragsabwicklung (spez. Industriebauten), geschickt im Umgang mit Kunden und Mitarbeitern, z. Z. Leiter einer Planungs- und Konstruktionsgruppe, verantwortungsvolle, entwicklungsfähige Stellung in Stahlbauunternehmen oder Ing.-Büro. Angebote erbeten unter Nr. 20 438 an die Anzeigenabteilung „DER STAHLBAU“, Berlin-Wilmersdorf, Hohenzollerndamm 169.



Abdeckroste
stabil
trittsicher

STEINHAUS

GMBH · MÜLHEIM (RUHR) · SPELDORF

Nur rechtzeitige

Abonnements - Erneuerung

kann dazu beitragen, daß Ihnen Ihre unentbehrliche Fachzeitschrift ohne Unterbrechung weitergeliefert wird.

Bestellen Sie deshalb bitte umgehend
DER STAHLBAU bei Ihrem bisherigen Lieferanten:

Buchhändler oder Postzusteller

Der Elektrodenhalter



Ideal

vollisoliert nach den Unfallverhütungsvorschriften. Musterlieferung unverbindlich

ALBERT OTT ESSEN · Tel. 7 24 94
Gudulastraße 5
Spezialfirma für Schweißanlagen



Strangpreßprofile aus Stahl

VIELGESTALTIG • ZWECKENTSPRECHEND • WIRTSCHAFTLICH

Möglichkeiten des Verfahrens:

- ▶ Herstellung einfacher und komplizierter Voll- und Hohlprofile;
- ▶ Entfall der Notwendigkeit, schwierige Profilformen aus mehreren einfachen Profilen durch Schweißen, Nieten oder Verschrauben zusammenzusetzen.
- ▶ Verarbeitung aller Stahlqualitäten vom T St 33 über M St 70 bis zu hochwertigen rost- und säurebeständigen, hitzebeständigen und Sonderstählen.
- ▶ Wirtschaftliche Lieferung relativ kleiner Mengen wegen niedriger vorab zu investierender Werkzeugkosten.



Technische Grenzen:

- | | |
|--|-------------|
| ● Max. umschriebener Kreis eines Profils (Ø) | ca. 150 mm |
| ● Max. Herstellungslängen | ca. 10–15 m |
| ● Wandstärken je nach Profil mindestens | ca. 3,5 mm |
| ● Innenradien mindestens | ca. 4 mm |
| ● Außenradien mindestens | ca. 1,5 mm |
| ● Min. Innen-Ø bei Hohlprofilen | ca. 20 mm |
| ● Min. wirtsch. Herstellungsmenge | ca. 1-5 t |
| ● Min. wirtschaftl. Metergewicht | ca. 1,5 kg |
| ● Max. Metergewicht | ca. 30 kg |

Eigenschaften der Stahlstrangpreßprofile:

- ▶ Die mechanischen Werte (Zugfestigkeit, Streckgrenze, Dehnung) entsprechen gewalztem Material.
- ▶ Oberflächengüte und Maßhaltigkeit sind ebenfalls gewalzten Stahlprofilen vergleichbar (Verbesserung der Oberfläche und Einengung der Toleranzen durch anschließenden **Blankzug** möglich).

Fordern Sie bitte, wenn Sie weitergehende Informationen wünschen, Prospektmaterial (einschl. Werkstandardtoleranzblatt) oder persönliche Beratung an.

SCHWERTER PROFIL

SCHWERTER PROFILEISENWALZWERK AG • SCHWERTE (RUHR)

